



Universidade do Porto

Faculdade de Engenharia

FEUP

COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS

ENSAIOS DE CAMPO E MODELAÇÃO NUMÉRICA

Rui Alexandre Lopes Baltazar Micaelo

Licenciado em Engenharia Civil
pela Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

Dissertação apresentada
à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto
para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Civil

Orientadores:

Professor Doutor Jaime Queirós Ribeiro
Professora Doutora Maria da Conceição Azevedo

Porto, Setembro de 2008

COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS

Ensaio de Campo e Modelação Numérica

RESUMO

As misturas betuminosas são constituídas por agregados, seleccionados e fabricados com determinadas características, betume e ar. A compactação de misturas betuminosas, apesar de ser a última fase do processo de construção, é crucial para o desempenho futuro do material. Nesta fase a mistura passa de um estado solto para um estado denso, as partículas passam a estar em contacto umas com as outras. Com esta modificação poder-se-á obter um material que em serviço possa suportar as cargas sem deformações elevadas e sem apresentar fendilhamento por fadiga precoce. Diferentes tipos de compactadores, misturas e condições atmosféricas criam um processo complexo, para o qual existe reduzida informação científica e técnica.

O propósito deste trabalho foi o incremento do conhecimento relativo à compactação de misturas betuminosas, a quente, para o qual se recorreu à sintetização e análise da informação existente, a ensaios em contexto de obra e à modelação numérica com um modelo micromecânico.

Primeiro foram sintetizadas e criteriosamente discutidas as informações relativas aos elementos intervenientes no processo da compactação de misturas betuminosas, nomeadamente o papel do tipo de misturas betuminosas, e quantidade dos constituintes, dos meios de compactação em campo e em laboratório e dos efeitos atmosféricos no nível de compactação. É dada atenção também à definição da compactação desejada e à forma de a monitorizar.

Foram executados ensaios de campo, em grande escala, com o objectivo de avaliar a influência de alguns parâmetros no grau de compactação final, tais como a importância do número de passagens, do tipo de mistura betuminosa, do peso do cilindro, do modo de compactação, dos parâmetros dinâmicos dos modos vibratórios e oscilatórios e da temperatura. A análise estatística com modelos de regressão permitiu concluir que o tipo de camada, a temperatura e o número de passagens são os elementos mais influentes.

Para a modelação numérica da compactação foi utilizada uma ferramenta numérica, baseada no Método dos Elementos Discretos (MED), desenvolvida de modo a estudar os processos de compactação em misturas betuminosas. As misturas betuminosas são simuladas a duas dimensões considerando as várias fases presentes (agregados e mastique betuminoso), as quais são representadas por partículas circulares rígidas que interagem através de pontos de contactos deformáveis, com o software PFC2D, baseado no MED tal como foi apresentado inicialmente por Cundall & Strack (1979). O trabalho inicial consistiu em verificar a viabilidade da simulação da compactação de misturas betuminosas, nomeadamente a análise do processo de geração da assembleia, do nº de partículas necessárias, das dimensões, das condições iniciais, do modelo de contacto e propriedades, do carregamento, etc. A metodologia foi aplicada a três misturas betuminosas com

compactabilidades diferentes: betão betuminoso 0/16 mm; argamassa betuminosa 0/5 mm; betão betuminoso drenante 0/8 mm. Os resultados dos ensaios laboratoriais de compactação estática, por compressão uniaxial, foram comparados com os obtidos na simulação com MED, obtendo-se uma boa correlação entre os resultados numéricos e os experimentais. Os resultados realçaram a importância do desenvolvimento de uma ferramenta desta natureza.

Finalmente, com base no trabalho de validação da ferramenta numérica, procedeu-se à modelação da compactação de misturas betuminosas em contexto de obra, para o qual foi necessário executar um troço experimental. Dois trechos de uma estrada, com aproximadamente 25 m de comprimento, foram compactados com um cilindro de rasto liso, um no modo “estático” e o outro no modo vibratório, tendo-se monitorizado a evolução da compactação, da temperatura e a vibração de um dos rolos vibratórios do cilindro. A modelação numérica consistiu na imposição de um deslocamento vertical de uma parede circular, com velocidade de translação e rotação definidas, e monitorização da força de contacto durante o percurso, das componentes elástica e plástica da deformação, das tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} e dos parâmetros p , q e q/p segundo a Teoria dos Estados Críticos, determinadas considerando um Estado Plano de Deformação e os princípios da Teoria da Elasticidade. O modelo numérico utilizado bem como os restantes procedimentos desenvolvidos mostraram ser razoavelmente capazes da modelação da compactação de misturas betuminosas em campo, com resultados na generalidade de acordo com o expectável e com o descrito por outros investigadores como Huerne, que desenvolveu a simulação da compactação de misturas betuminosas, com um cilindro de rasto liso em modo “estático”, utilizando o método de elementos finitos em base contínua e recorrendo à teoria dos estados críticos. A metodologia surge como uma alternativa viável à aplicada por Huerne.

No futuro a modelação poderá permitir eliminar ou reduzir os custos dos testes de caracterização em laboratório e validação em obra actualmente dispendidos.

ASPHALT MIXTURES COMPACTION

Field Tests and Numerical Modelling

ABSTRACT

Asphalt mixtures are composed by aggregates, which are selected and produced with specified characteristics, bitumen and air. Asphalt mixtures compaction, the last operation of the construction process, is considered to be one of the most important factors that influence its performance. By this process the mixture goes from a loose state to a compact state and the particles become closely packed, which provides the strength to support loads without exhibiting rutting and fatigue cracking during the pavement life cycle. Several types of rollers, mixtures and atmospheric conditions create a complex phenomenon for which there is not enough scientific and technical information.

The purpose of this work was to increase the knowledge about the compaction of hot asphalt mixtures, which was accomplished by reviewing published works about this issue, carrying out field tests and studying micromechanical numerical modelling.

Firstly, the information about the elements that influence the compaction process was synthesized and discussed, namely the mixture type and its composition, the field and laboratory compactors and the atmospheric conditions. The definition of compaction and how to measure it are also analysed.

A large field test was carried out to evaluate the influence of some variables in the final compaction, like the number of roller passes, the asphalt mixture type, the roller weight, the roller compaction mode, the vibratory and oscillatory dynamic parameters and the layer temperature. The statistical analysis allowed to conclude that the mixture type, the temperature and the number of roller passes are the most important variables.

A numerical tool based on the Distinct Element Method (DEM) was used to perform the compaction process modelling. The methodology was adapted to the asphalt mixtures compaction study. The asphalt mixtures are modelled in two dimensions and the material components (aggregate and bituminous mastic) are represented by circular rigid particles that interact with each other at soft contact points based on DEM as it was initially presented by Cundall & Strack (1979), using PFC2D software. Initially the work consisted in verifying the viability of the asphalt compaction simulation, namely, the analysis of the assembly generation process, the necessary number of particles, the assembly dimensions, the initial conditions, the contact models and its parameters values, the loading, etc. The methodology was applied to three asphalt mixtures with different compactabilities: Asphalt Concrete 0/16 and 0/5, and Porous Asphalt 0/8. The results of the static compaction laboratory tests were compared with the ones obtained in the numerical simulation, which showed a good agreement between the numerical and laboratorial data. The results showed that it is important to develop this kind of tool.

Finally, based on the previous work carried out for the numerical tool validation, the research was widened to field asphalt compaction modelling. A field test was carried out to obtain the necessary data. Two test sections, each approximately 25 m long, were compacted with a steel-wheel roller, one in the “static” compaction mode and the other in the vibratory compaction mode. During roller compaction the compaction evolution, the layer temperature and the vibrations of the roller’s front drum were monitored. The numerical modelling consisted in prescribing a vertical displacement by a circular wall, with translational and rotational defined velocities, and monitor the wall contact forces, the elastic and plastic deformation components, the stresses σ_x , σ_y , τ_{xy} and critical state parameters p , q , q/p , which were determined considering a Plane Deformation State and the Elasticity Theory Principles, during the simulation course. The numerical model and the developed modelling procedures showed to be reasonably able to model field asphalt compaction. The results are in agreement with the expected and described by other researchers like Huerne, which modelled the asphalt compaction with a steel-wheel roller in the “static” compaction mode using the Finite Element Method and the Critical State Theory.

In the future, numerical modelling might be able to reduce the costs of the characterization tests in laboratory as well as validation tests in field.

COMPACTAGE D'ENROBÉS HYDROCARBONÉS

Essais en Chantier e Modélisation Numérique

RÉSUMÉ

Les enrobés hydrocarbonés sont constitués par des granulats, sélectionnés et fabriqués avec certaines caractéristiques, liant hydrocarboné et air. Le compactage des enrobés hydrocarbonés est la dernière phase du processus de construction, mais est d'une extrême importance pour la performance future du matériau. Dans cette phase, le mélange passe d'un état désagrégré à un état dense, les particules sont désormais en contact les unes avec les autres. Avec cette modification, on peut obtenir un matériau qui en utilisation peut supporter des charges sans grandes déformations e sans présenter un fendillement par fatigue prématurée. Des différents types de compacteurs, mélanges et conditions atmosphériques créent un processus complexe, pour le quel il existe peu d'information scientifique et technique.

L'objectif de ce travail a été augmenter l'information relative au compactage des enrobés hydrocarbonés, à chaud, pour lequel on a utilisé le résumé et analyse de l'information existante, essais en chantier e modélisation numérique avec un modèle micromécanique.

Au début, on a résumé et discuté avec précision les informations relatives aux éléments qui interviennent dans le processus de compactage d'enrobés hydrocarbonés, principalement le rôle du type d'enrobés hydrocarbonés et la quantité de ses constituants, des moyens de compactage en chantier e en laboratoire et des effets atmosphériques au niveau du compactage. On a aussi donné de l'importance à la définition du compactage voulu et à la forme de le mesurer.

On a réalisé des essais en chantier, en grande échelle, avec l'objectif d'évaluer l'influence de certains paramètres au niveau du compactage final, comme l'importance du nombre de passes, du type d'enrobés hydrocarbonés, du poids du rouleau, du mode de compactage, des paramètres dynamiques des modes vibrants et oscillants et de la température. L'analyse statistique avec les modèles de régression a permis de conclure que le type de couche, la température et le nombre de passes sont les éléments les plus influents.

Pour la modélisation numérique du compactage on a utilisé un outil numérique, basé à la Méthode aux Éléments Discrets (MED), développé de façon à étudier les processus de compactage des enrobés hydrocarbonés. Les enrobés hydrocarbonés sont simulés en deux dimensions, tenant en compte les diverses phases présentes (granulats e mastic bitumineux), lesquelles sont représentées par des particules circulaires rigides qui interagissent à travers des points de contacts déformables, avec le software PFC2D, basé au MED comme il a été originalement présenté par Cundall & Strack (1979). Le travail initial a été de vérifier la viabilité de la simulation du compactage des enrobés hydrocarbonés, comme l'analyse du processus de la construction de l'assemblage, le nombre de grains, dimension, modèles de contact et propriétés, chargement,

etc. La méthodologie a été appliquée à trois enrobés hydrocarbonés avec différents compactages, béton bitumineux 0/16, mortier bitumineux 0/5 et enrobés drainants 0/8, avec lesquels ont été comparés les résultats des essais en laboratoire de compactage statique, par compression uniaxial, et par simulation avec MED. Les résultats démontrent l'importance du développement de cet outil, obtenant une bonne relation entre les résultats numériques et expérimentaux.

Pour finir, ayant pour base le travail de validation de l'outil numérique, ont été modélisés le compactage des enrobés hydrocarbonés en contexte de chantier. Pour cela, ont dû réaliser une expérience en chantier. Deux planches d'essais avec plus du moins 25 m de long ont été compactées avec un rouleau tandem, un dans le mode « statique » et un dans le mode vibrant, on a mesuré l'évolution du compactage et de la température et la vibration d'un des cylindres. La modélisation numérique consiste dans l'imposition d'un déplacement vertical d'un mur circulaire, avec la vitesse de translation et rotation définies, et mesure de la force de contact durant le chemin de la partie élastique et plastique de la déformation, des tensions σ_x , σ_y , τ_{xy} et des paramètres p , q et q/p selon la Théorie des États Critiques, déterminée selon un État Plat de Déformation et les principes de la Théorie de l'Elasticité. Le modèle numérique utilisé, bien comme les autres procédés développés montrent être raisonnablement capables de la modélisation du compactage des enrobés hydrocarbonés en œuvre, avec des résultats généralement en concordance avec l'espéré et avec le décrit par des investigateurs comme Huerne, qui a développé la simulation du compactage des enrobés hydrocarbonés, avec le rouleau tandem, dans le mode « statique », utilisant la méthode des éléments finis dans une méthodologie continue et recourant à la théorie des états critiques. La méthodologie est une alternative viable à celle qui est appliquée par Huerne.

Dorénavant, la modélisation permettra éliminer ou réduire les coûts des testes de caractérisation en laboratoire et confirmation en œuvre actuellement dépensés.

COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS

Ensaio de Campo e Modelação Numérica

PALAVRAS CHAVE

Pavimentos rodoviários
Misturas betuminosas
Pavimentação
Compactação
Cilindros
Modelação numérica
Método de elementos discretos

KEY-WORDS

Road pavements
Asphalt mixtures
Paving
Compaction
Rollers
Numerical modelling
Distinct element method

MOTS CLÉ

Chaussées
Enrobés hydrocarbonés
Répandage
Compactage
Rouleaux
Modélisation numérique
Méthode aux éléments discrets

COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS

Ensaio de Campo e Modelação Numérica

AGRADECIMENTOS

O presente trabalho foi elaborado na Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (FEUP), sob orientação do Professor Doutor Jaime Queirós Ribeiro, Professor Auxiliar na FEUP, e da Professora Doutora Maria da Conceição Azevedo, na Faculdade de Engenharia da Universidade Católica Portuguesa.

O autor deseja agradecer a todas as pessoas e entidades que contribuíram directa ou indirectamente para a conclusão deste trabalho.

Um primeiro agradecimento deve-se à Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, como instituição de acolhimento e conferente do grau, pelo apoio institucional prestado, e à Fundação para a Ciência e a Tecnologia, que no âmbito do programa POCI 2010 – Formação Avançada para a Ciência, Medida IV.3, financiou o presente estudo.

Ao Professor Doutor Jaime Ribeiro, como orientador, pela orientação científica, apoio e estímulos recebidos, leitura crítica do trabalho, bem como administrador da empresa Jaime Queirós Ribeiro S.A, pela execução dos trechos experimentais e disponibilização da utilização do laboratório e técnicos.

À Doutora Conceição Azevedo pela orientação científica, apoio desde sempre prestado, amizade e interesse manifestados, bem como pela leitura crítica do trabalho.

Uma palavra muito especial ao Professor Doutor Carlos Rodrigues, pelo inestimável apoio sempre recebido, interesse e permanente disponibilidade, e cedência do local de trabalho.

Ao Professor Doutor Sousa Melo, ao Professor Doutor Pires da Costa, ao Professor Doutor Adalberto França, ao Professor Doutor José Tavares, ao Professor Doutor Fidalgo Couto, ao Engenheiro António Vasconcelos, à Engenheira Sara Ferreira e à Senhora Guilhermina Castro por todo o apoio e estímulos recebidos.

À empresa HAMM AG, pela autorização do uso dos dados relativos aos ensaios de campo. Ao Engenheiro Hans-Peter Ackermann, pelos valiosos ensinamentos e amizade. Ao Engenheiro Dieter Stöcklein, ao Engenheiro Friedrich Bock, ao Engenheiro Kurt Weiß, ao Engenheiro Ralf Schröder e à Senhora Vera Reif por toda a amabilidade e apoio prestado durante as visitas a Tirschenreuth.

Ao Dr. Arnaldo Sapinho, Director Comercial da empresa Moviter, pelo estabelecimento dos contactos junto da empresa HAMM AG tendo em vista a colaboração no estudo.

Ao Doutor Nuno Azevedo pela disponibilidade, incentivo e orientação que proporcionou no trabalho relativo à modelação numérica.

Ao Professor Doutor Álvaro Cunha e ao Engenheiro Filipe Magalhães, membros do ViBest-FEUP, pela realização das medições das vibrações do cilindro vibrador no trecho experimental.

Ao Professor Doutor Matos Fernandes, ex-Director do LabGeo, pelas facilidades concedidas na utilização do equipamento de carregamento uniaxial do Laboratório de Geotecnia. Ao Senhor Pinto pelo apoio prestado na preparação e realização dos ensaios laboratoriais no LabGeo.

Ao Professor Doutor Vieira de Lemos, IC do LNEC, pela cedência da licença do software PFC2D v3.0 para a modelação numérica.

Ao Professor Doutor Serra Neves, Presidente da direcção do LEMC, pelas facilidades concedidas na realização de ensaios no LEMC.

Ao Engenheiro Rui Quintela, responsável pela área de pavimentações na empresa Jaime Queirós Ribeiro S.A, pelo apoio prestado na preparação do trecho experimental. Ao Daniel e ao Bruno, técnicos de laboratório, pela realização da quase totalidade dos ensaios laboratoriais incluídos no trabalho.

Ao Engenheiro Hélio Nunes, Director Comercial na Repsol YPF, ao Senhor José Cruz, técnico comercial da Lusical, e à Senhora Mehlitz, técnica comercial da CFF, pelo fornecimento, respectivamente, do betume, do filer e das fibras utilizadas na fabricação dos provetes laboratoriais.

À minha mãe, Alda, ao meu irmão, Pedro, e restantes familiares, pela motivação contínua durante estes quatro longos anos. À Idalina pelo amor e compreensão. Aos meus amigos pela alegria e diversão que souberam sempre proporcionar.

Por último, mas não menos, ao meu pai, Francisco, que pelos ensinamentos que me transmitiu durante 22 anos, me deu forças para nunca desistir.

COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS

Ensaio de Campo e Modelação Numérica

LISTA DE SÍMBOLOS E SIGLAS

Símbolos

Letras romanas

Símbolo	Significado
2nd	Valor do pico da 2ª harmónica
4PE	Passagens Estáticas
a	Rácio entre a massa volúmica dos agregados e a massa volúmica padrão
a	Distância do centro de gravidade da massa excêntrica ao centro de rotação no rolo oscilador
a _n	Aceleração normal
A	Área
A	Área da secção transversal do provete
A	Amplitude
A ₀	Amplitude teórica da vibração
A1-3/f	Amplitude nominal do cilindro entre 1 e 3, dividida pela frequência de vibração real
A4-6/f	Amplitude nominal do cilindro entre 4 e 6, dividida pela frequência de vibração real
A7,8/f	Amplitude nominal do cilindro sendo 7 ou 8, dividida pela frequência de vibração real
A _R	Factor de forma
AT	Coefficiente de atrito
b _i	Estimativa de B _i
B	Adesão Pontual no contacto
B' _i	Coefficientes estandardizados
B _i	Coefficientes absolutos da regressão
BS	Percentagem de agregado britado na mistura
c	Capacidade calorífica
c'	Coesão
c _t	Constante de amortecimento da ligação rolo-massa suspensa
c _s	Constante de amortecimento da ligação rolo-solo
C	Factor dependente do tipo de cilindro
C	Resistência à compactação
C	Número médio de contactos por partícula
C _{cr}	Coefficiente de amortecimento crítico
Cm _n	Viscosidade normal do elemento Maxwell
Ck _n	Viscosidade normal do elemento Kelvin
Cm _s	Viscosidade de corte do elemento Kelvin
Ck _s	Viscosidade de corte do elemento Kelvin
C _v	Coefficiente de consolidação

C_{ii}	Elemento i da diagonal da matriz $(X'X)^{-1}$
CF	Factor de compactação (Heukelom)
CMV	Compaction Meter Value
d	Valor do teste estatístico Durbin-Watson
d_{cc}	Distância entre os centros das partículas
D	Diâmetro do rolo do cilindro
D	Largura do pneu
D	Abertura da malha do peneiro
D_{max}	Dimensão máxima do agregado
DfBeta	Medida de influência da observação na regressão
DfBit	Medida de influência da observação na regressão
e	Coefficiente de restituição
e_0	Porosidade inicial
e'_i	Resíduo estandardizado de cada observação
e_i	Resíduo de cada observação
E	Módulo de elasticidade
E	Esforço de compactação
E_2	Esforço de compactação
E_{vib}	Módulo de elasticidade obtido com o rolo vibrador
f	Frequência
F	Percentagem de filer (<0.090 mm) em massa na mistura
F	Força de contacto horizontal rolo oscilador-solo
F	Valor do teste estatístico F
F	Força no contacto
F_o	Frequência do modo oscilatório
F_v	Frequência do modo vibratório
F_{vo}	Frequência média do modo vibração-oscilação
Fa	Percentagem de fibras em massa na mistura
F_c	Força centrífuga
F_c	Força de contacto
F_s	Força de contacto rolo-solo
F_i	Força destabilizadora na partícula
F_i^d	Força de amortecimento local
F_i^n	Força normal no contacto
F_i^s	Força de corte no contacto
$F_i^{(c)}$	Força vector unitário direccionado do centróide ao contacto
F_{max}	Força de contacto horizontal rolo oscilador-solo máxima
Fstat	Força estática no eixo
FE	Força de excitação dinâmica
FR	Frequência de ressonância
g	Aceleração da gravidade
G	Módulo de distorção

G	Módulo de corte complexo
G	Força de contacto vertical rolo oscilador-solo
G _c	Grau de compactação
G _{c_{cl}}	Grau de compactação com baridade de referência B _{cl}
G _{c_{mt}}	Grau de compactação com baridade de referência B _{mt}
G _{c_{te}}	Grau de compactação com baridade de referência B _{te}
G _{c_{min}}	Grau de compactação mínimo
h	Altura do provete
h	Espessura da camada
h	Coefficiente de convecção
H	Espessura da camada a consolidar
HMV	Hamm Meter Value
i	Número da camada
I	Momento de inércia
I _b	Inércia do rolo à rotação
J	Flexibilidade ao corte
k	Compactabilidade
k	Condutividade térmica
k	Parâmetro, cujo valor depende das condições meteorológicas e das temperaturas inicial e final
k _t	Constante de rigidez da ligação rolo-massa suspensa
k _s	Constante de rigidez da ligação rolo-solo
k ^s	Módulo de rigidez ao corte
K	Módulo de compressibilidade
K ⁿ	Módulo de rigidez normal
KB	Módulo de rigidez
Kk _s	Rigidez de corte do elemento Kelvin
Km _s	Rigidez de corte do elemento Maxwell
Kk _n	Rigidez normal do elemento Kelvin
Km _n	Rigidez normal do elemento Maxwell
L	Largura do rolo do cilindro
m	Massa total
m _b	Massa do rolo oscilador (formulação Kopf)
m _e	Massa excêntrica do rolo vibrador
m _u	Massa excêntrica do rolo oscilador
m _v	Coefficiente de variação de volume
m _w	Massa total do cilindro
M	Momento torsor periódico
M ₃	Momento total aplicado à partícula
M _a	Massa de material agregado
M _b	Massa de betume
M _v	Massa dos vazios
M _t	Massa total

M_o	Massa do rolo
M_{E1}	Módulo de elasticidade obtido no 1º carregamento do ensaio de carga e placa
M_{E2}	Módulo de elasticidade obtido no 2º carregamento do ensaio de carga e placa
Material	Base ou Desaste
M/L	Carga linear estática do rolo
n	Porosidade
n	Número de observações
n_k	Vector unitário normal à superfície
$n_i^{(c,p)}$	Vector unitário direccionado do centróide ao contacto
n_p	Número de dimensões diferentes de partículas
N	Número de partículas total
N	Número de camadas totais
N	Número da camada
N	Número de passagens do cilindro
N	Número de rotações do SGC
N_p	Número de partículas no volume
N_c	Número de contactos no volume
N_i	Número de partículas de dimensão i
N_{ini}	Número de rotações inicial do SGC
N_{des}	Número de rotações padrão do SGC
N_{max}	Número de rotações máximo do SGC
N_s	Número de esferas por unidade de volume
OMV	Oscillometer Value
OV	Interpenetração no contacto
p	Número de variáveis independentes
p	Tensão média
p	Pressão aplicada
P	Peso do rolo do cilindro
P	Potência
P	Percentagem de passados num peneiro
P_b	Percentagem de betume em massa na mistura
P_c	Probabilidade de um ponto arbitrário da secção estar localizado num círculo com diâmetro $D < D_0$
P_i	Percentagem em massa de partículas i
PRD	Percentagem da baridade de recusa
q	Tensão desviatória
q/p	Rácio entre p e q
q_z	Fluxo de calor na direcção z
QME	Variância dos erros
QMT	Variância total
r_e	Distância do centro de gravidade da massa excêntrica ao centro de rotação
r_j	Resíduo estudantizado de cada observação
r_i^s	Raio das partículas da dimensão i

R	Raio do rolo
R_f	Progresso da compactação
RMV	Ressonance Meter Value
R^2	Coeficiente de determinação
R_a^2	Coeficiente de determinação ajustado
s	Coeficiente de forma
S	Assentamento da superfície no instante t
S	Energia de compactação
S_{bt}	Grau de saturação em betume
$S^{(p)}$	Superfície da partícula
$S_{y,x}^2$	Quadrados médios dos erros
SAF	Factor de área
SPL	Percentagem de agregado grosso (>2 mm) em massa na mistura
SQE	Soma do quadrado dos resíduos explicada pelos erros
SQR	Soma do quadrado dos resíduos com base na regressão
SQT	Soma dos quadrados dos desvios total
t	Tempo
t	Período de arrefecimento, desde a temperatura inicial até atingir a ambiente
t	Intervalo de tempo para cada rotação completa
t	Espessura das partículas (discos)
t_{crit}	Passo de cálculo crítico
$t_j^{(p)}$	Vector de tracção
T	Espessura do filme de betume
T	Resistência à compactação
T	Período angular
T	Diferença de temperatura
T_0	Temperatura inicial de compactação
T_f	Temperatura do fluido no ponto M
T_F	Factor de endurecimento
T_g	Temperatura de vitrificação
T_s	Temperatura da superfície
T_{bi}	Valor do teste estatístico T
$T < 2.1$	Valor da espessura menor que 2.1 polegadas
$T_{2.1-3.1}$	Valor da espessura maior que 2.1 polegadas e menor que 3.1 polegadas
u_{mc}	Deslocamento do amortecedor no elemento Maxwell
u_k	Deslocamento do elemento Kelvin
u_{mk}	Deslocamento da mola no elemento Maxwell
U^n	Deformação normal no contacto
U_i	Subcompactação
$\bar{U}_i$	Subcompactação média do provete após colocação da camada i
$\bar{U}_0$	Subcompactação média do provete após colocação da camada inferior
v	Velocidade de rotação tangencial da massa excêntrica

v_b	Percentagem volumétrica de betume
V	Velocidade do cilindro
V	Volume
$V^{(p)}$	Volume da partícula p
$V_i^{(p)}$	Velocidade de translação da partícula p
V_a	Volume de material agregado
V_b	Volume de betume
V_v	Volume de vazios
V_t	Volume total
VIF	Factor de inflação da variância
VMA	Vazios na mistura de agregado compactada
W_{eff}	Energia efectivamente transmitida para o solo
W_{bezug}	Energia referência
w	Frequência angular
w	Velocidade angular do rolo
x_d	Movimento vertical do rolo
x_1	Deslocamento horizontal do rolo oscilador
x_0	Deslocamento horizontal do solo
$\dot{x}$	Derivada do movimento vertical do rolo em ordem ao tempo (velocidade)
$\ddot{x}$	Segunda derivada do movimento vertical do rolo em ordem ao tempo (aceleração)
$x_1^{[c]}$	Ponto de contacto
$x_i^{(p)}$	Posição da partícula
X	Matriz das observações
Z	Erro
$\dot{Z}_1$	Velocidade de oscilação do rolo
$\ddot{Z}_1$	Aceleração no rolo

Letras gregas

Símbolo	Significado
α	Difusividade térmica
α	Rácio da rigidez de corte e normal do contacto
α	Valor da perturbação induzida
α	Coefficiente de amortecimento
$\dot{\alpha}_{ij}$	Tensor gradiente de velocidade
β	Coefficiente de forma da partícula
γ_w	Peso volúmico da água
$\delta T/\delta z$	Gradiente de temperatura na direcção z
δ	Ângulo de fase
Δ	Deformação no contacto

$\Delta A_{\min}$	Variação do factor de forma mínimo
Δe	Variação da porosidade pela variação na pressão $\Delta \sigma$
Δh	Variação de altura do provete no ciclo de rotação i
ΔH	Variação da altura
ΔM	Massa de ressonância
Δt	Passo de cálculo
ΔU^s	Deformação de corte no contacto
ε	Emissividade do corpo
ε_c	Deformação viscosa
ε_e	Deformação elástica
ε_{irc}	Deformação permanente viscosa
ε_p	Deformação plástica
ε_{rc}	Deformação recuperável viscosa
ζ_i	Valor aleatório entre 0 e 1
η	Viscosidade
η_m	Viscosidade da massa de mistura compactada
$\ominus$	Ângulo de rotação
$\dot{\theta}$	Velocidade de rotação angular da massa excêntrica
μ	Coefficiente de atrito
ν	Coefficiente de Poisson
ρ	Baridade
ρ_0	Baridade inicial
ρ_∞	Baridade máxima (energia de compactação infinita)
ρ_b	Massa volúmica do betume
ρ_{cl}	Baridade da mistura de referência compactada em laboratório
ρ_{dc}	Baridade máxima possível para a combinação solo-cilindro
$\rho_{\max}$	Baridade máxima teórica da mistura
ρ_{mb}	Baridade da mistura final
ρ_r	Baridade de referência
ρ_{rec}	Baridade da mistura compactada à recusa
ρ_{te}	Baridade da mistura compactada em trecho experimental
σ	Constante de Stephan-Boltzmann ($5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{C}^4$)
σ	Desvio padrão
σ_{ij}	Tensor de tensões
σ'_m	Tensão normal média
σ_v	Tensão normal segundo a direcção vertical
σ_x	Tensão normal segundo a direcção x
σ_y	Tensão normal segundo a direcção y
σ_y	Tensão normal segundo a direcção horizontal
Σ	Superfície específica do agregado
τ	Tensão de corte

τ_{cb}	Resistência inicial da mistura
τ_{max}	Tensão tangencial máxima
τ_{xy}	Tensão de corte no plano xoy
φ	Ângulo de fase
Φ'	Ângulo de atrito
Ψ	Rotação do rolo

Siglas e Abreviaturas

Sigla	Significado
1P	Provete com uma pancada do compactador Marshall (topo)
2P-M/S	Provete com duas pancadas do compactador Marshall (a meia-altura e topo)
2P-2C	Provete com duas pancadas do compactador Marshall (topo)
2D	Duas dimensões
3D	Três dimensões
AB	Argamassa betuminosa
ABAQUS	Software de análise numérica pelo método de elementos finitos
AC	Asphalt concrete
ACE	Ammann Compaction Expert
AGE	Agregado de granulometria extensa
AI	Asphalt Institute
ALE	Processo de cálculo Lagrangeano-Euleriano Arbitrário
ANOVA	Analysis of variance
APORBET	Associação Portuguesa de Fabricantes de Misturas Betuminosas
ASTM	American Society for Testing and Materials
BB	Betão betuminoso
BC	Binder course
BD	Betão betuminoso drenante
BTCD	Bitumen Test Chart Data
CDI	Compaction Densification Index
CE	Caderno de Encargos
CLUMP	Agregação inquebrável de partículas
CR	Centro de Rotação
CSL	Ponto crítico da envolvente de ruptura (TEC)
DG	Dense Graded Mixture, USA
EAPA	European Asphalt Pavement Association
EN	Norma Europeia
EP	Estradas de Portugal
EPD	Estado Plano de Deformação
EUA	Estados Unidos da America
EvalTREB LE	Logiciel de calcul des évolution de température

FAA	Fine Aggregate Angularity
F&E	Flat and Elongated Ratio
FFT	Fast Fourier Transform
FH	Frequência máxima do rolo
FM	Frequência média do rolo
FT	Frequência mínima do rolo
FWD	Falling Weight Deflectometer
GRAV	Método de geração da assembleia por deposição por gravidade
GVL	Vertical Gammadensitometer Bench
HIPAC	Hot Iron Principle Asphalt Compactor (roller)
IP	Índice de Penetração
JAE	Junta Autónoma de Estradas, actual EP
LCPC	Laboratoire Central des Ponts et Chaussées
LKC	Linear Kneading Compactor
LNEC	Laboratório Nacional de Engenharia Civil
MATLAB	Matrix Laboratory (software)
MB	Macadame betuminoso
MC2	Método de geração da assembleia por multi-camada (2 camadas)
MC2-F-GRAV	Método de geração da assembleia por multi-camada (2 camadas), deposição por gravidade e atrito parede partículas
MC2-F-GRAV-CB	Método de geração da assembleia por multi-camada (2 camadas), deposição por gravidade, atrito parede partículas e adesão pontual
MC4	Método de geração da assembleia por multi-camada (4 camadas)
MC4-10	Método de geração da assembleia por multi-camada (4 camadas) e subcompactação igual a 10%
MC4-20	Método de geração da assembleia por multi-camada (4 camadas) e subcompactação igual a 20%
MED	Método de Elementos Discretos
MEF	Método de Elementos Finitos
MET	Método de Elementos de Treliça
NF	Norme Française
PA	Porous asphalt
Pavecool	Pavement Cooling Program
PaveComp	Pavement and Compaction Program
PaveTracker	Densímetro não nuclear fabricado pela empresa Troxler Laboratories, Inc.
PFC2D	Particle Flow Code in 2 Dimensions (software)
PmB	Polymer Modified Bitumen
PQI	Pavement Quality Indicator
RMPG	Geração de macro-partículas
SGC	Superpave Gyratory Compactor
SHRP	Strategic Highway Research Program
SMA	Stone Matrix Asphalt

SPSS	Statistical Package for the Social Sciences
SUPERPAVE	Superior Performing Asphalt Pavements
S-O	Modo de compactação Estático-Oscilação
S/P	Provete sem pancadas do compactador Marshall
S-S	Modo de compactação Estático-Estático
S-V	Modo de compactação Estático-Vibração
S_base	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo “estático”, modelo de contacto de Burgers
S_clump	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo “estático”, modelo de contacto de Burgers e agregação de partículas deformadas em CLUMPS
S_fk	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo “estático”, modelo de contacto de Burgers e aumento da rigidez do modo de contacto
S_H	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo “estático” realizada por Huerne
S_fk_cl	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo “estático”, modelo de contacto de Burgers, agregação de partículas deformadas em CLUMPS e aumento da rigidez do modo de contacto
SV_base1	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo vibratório, modelo de contacto de Burgers e evolução da compactação medida
SV_base2	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo vibratório, modelo de contacto de Burgers e evolução da compactação estimada
SV_fk	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo “estático”, modelo de contacto de Burgers, evolução da compactação estimada e aumento da rigidez do modo de contacto
SV_fk_0,5	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo “estático”, modelo de contacto de Burgers, coeficiente de atrito superfície-rola igual a 0,5, evolução da compactação estimada e aumento da rigidez do modo de contacto
SV_fk_1,0	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo “estático”, modelo de contacto de Burgers, coeficiente de atrito superfície-rola igual a 1,0, evolução da compactação estimada e aumento da rigidez do modo de contacto
SV_fk_cl	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo “estático”, modelo de contacto de Burgers, evolução da compactação estimada, agregação de partículas deformadas em CLUMPS e aumento da rigidez do modo de contacto
SV_fk_cl_8	Simulação numérica da compactação com o cilindro em modo “estático” (8 passagens), modelo de contacto de Burgers, evolução da compactação estimada, agregação de partículas deformadas em CLUMPS e aumento da rigidez do modo de contacto
TC	Teoria da Consolidação
TDI	Traffic Densification Index
TEC	Teoria dos Estados Críticos
TH	Temperatura alta da camada
TM	Temperatura média da camada
TMC	Teoria de Mohr-Colomb
TROXLER	Gamadensímetro fabricado pela empresa Troxler Laboratories, Inc.
TT	Temperatura baixa da camada
UTC	Tempo Universal Coordenado
V-O	Modo de compactação Vibração-Oscilação
ZSV	Zero Shear Viscosity
ZTV	Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen

COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS

Ensaio de Campo e Modelação Numérica

ÍNDICE GERAL

1 - INTRODUÇÃO	1
1.1 Enquadramento	1
1.2 Objectivos	5
1.3 Organização do trabalho	5
2 - COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS: ESTADO DA ARTE	7
2.1 Introdução	7
2.2 Teorias da compactação	8
2.3 Definição do objectivo “compactação”	17
2.4 Compactação laboratorial	22
2.4.1 Processos de compactação laboratorial	22
2.4.2 Análise dos vários métodos de compactação laboratorial	26
2.5 Compactabilidade das misturas betuminosas	33
2.5.1 Medição da compactabilidade	33
2.5.2 Influência dos materiais e da temperatura na compactabilidade	40
2.5.3 Previsão da compactabilidade e do trabalho de compactação – FGSV (2004)	54
2.6 Tempo disponível para a compactação	55
2.7 Controlo da compactação	61
2.7.1 Métodos laboratoriais	62
2.7.2 Métodos <i>in-situ</i>	64
2.8 Meios de compactação em campo	66
2.8.1 Pavimentadoras	67
2.8.2 Cilindros de rasto liso estático	69
2.8.3 Cilindros de rasto liso vibradores	73
2.8.4 Cilindros de pneus	86
2.8.5 Cilindros não tradicionais	91
2.8.5.1 Cilindro oscilador	91
2.8.5.2 Cilindro com vibração orientada	100
2.8.5.3 Cilindros “inteligentes”	101
2.9 Síntese	109

3 – AVALIAÇÃO DA COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS EM OBRA	113
3.1 Introdução.....	113
3.2 Plano de experiências	114
3.2.1 Número de passagens do cilindro	116
3.2.2 Material/camada compactado/a.....	116
3.2.3 Cilindros e modos de compactação.....	119
3.2.4 Parâmetros dinâmicos dos modos vibratório e oscilatório.....	119
3.2.5 Temperatura do material a compactar.....	120
3.2.6 Influência do modo “estático” no final da compactação “dinâmica”.....	121
3.2.7 Factores mantidos constantes.....	121
3.3 Resultados dos ensaios	125
3.4 Estudo estatístico: modelos de regressão	133
3.4.1 Análise de regressões	134
3.4.2 Variáveis seleccionadas	140
3.4.3 Regressões desenvolvidas.....	142
3.4.4 Avaliação dos resultados.....	144
3.5 Síntese	148
4 – COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS: MODELAÇÃO NUMÉRICA.....	151
4.1 Introdução.....	151
4.1.1 Experiência de modelos numéricos micromecânicos em misturas betuminosas	154
4.1.2 Experiência de modelos numéricos micromecânicos em compactação de materiais	160
4.2 Método de elementos discretos (MED).....	163
4.2.1 Introdução	163
4.2.2 Particle Flow Code in Two Dimensions – PFC2D	165
4.3 Etapas da simulação da compactação de misturas betuminosas.....	179
4.4 Geração da assembleia	181
4.4.1 Métodos de geração	181
4.4.2 Análise do processo de geração para a modelação da compactação de misturas betuminosas....	190
4.5 Compactação estática em laboratório.....	207
4.6 Análise dos parâmetros do modelo numérico	209
4.6.1 Placa de carregamento	209
4.6.2 Amortecimento	210
4.6.3 Modelo de contacto.....	211
4.6.4 Coeficiente de atrito.....	221
4.7 Simulações	222
4.7.1 Simulações elásticas.....	223
4.7.2 Simulações viscoelásticas (modelo de Burgers)	228
4.7.3 Optimização dos resultados	234

4.8 Simulação de outros tipos de misturas betuminosas	248
4.8.1 Ensaaios laboratoriais	252
4.8.2 Geração da assembleia dos provetes numéricos	253
4.8.3 Simulação da compactação estática laboratorial	258
4.9 Síntese	265
5 – MODELAÇÃO NUMÉRICA DA COMPACTAÇÃO EM OBRA	269
5.1 Introdução	269
5.2 Experiência de campo	270
5.2.1 Esquema da experiência de campo	271
5.2.2 Mistura betuminosa (BB 0/16)	274
5.2.3 Número de passagens necessárias e tempo disponível para a compactação	275
5.2.4 Análise dos resultados	278
5.2.4.1 Evolução da compactação	278
5.2.4.2 Temperatura	285
5.2.4.3 Acelerações	287
5.2.5 Considerações relativas à experiência de campo	299
5.3 Simulação numérica da compactação em obra	300
5.3.1 Introdução	300
5.3.2 Geração da assembleia	304
5.3.3 Simulação da compactação em modo “estático”	307
5.3.3.1 Descrição das simulações efectuadas	307
5.3.3.2 Mecânica dos solos	315
5.3.3.3 Resultados das simulações numéricas efectuadas por Huerne	318
5.3.3.4 Análise das simulações realizadas	321
5.3.4 Simulação da compactação em modo vibratório	336
5.3.5 Análise da influência da velocidade do cilindro e da frequência de vibração	358
5.3.5.1 Influência da velocidade de circulação do cilindro	358
5.3.5.2 Influência da frequência de vibração	362
5.4 Síntese	366
6 – CONSIDERAÇÕES FINAIS	373
6.1 Síntese do trabalho e conclusões	373
6.2 Desenvolvimentos futuros	383
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	387
ANEXO A – Relatórios da formulação das misturas betuminosas	397
ANEXO B – Descrição técnica dos cilindros HAMM DV70 e HAMM DV90	407

ANEXO C – Resultados dos ensaios de compactação em campo.....	413
ANEXO D – Dados meteorológicos durante os ensaios de campo.....	421
ANEXO E – Descrição das regressões desenvolvidas a partir dos ensaios de campo.....	433
ANEXO F – Resultados dos ensaios de compactação estática laboratorial.....	443
ANEXO G – Ficheiros de comandos utilizados no PFC2D.....	447
ANEXO H – Modelo de regressão da espessura da camada relativamente ao número de passagens.....	461

COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS

Ensaio de Campo e Modelação Numérica

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 – Efeito da porosidade no módulo de rigidez dinâmica – SHELL (1990).....	2
Figura 2.1 – Comportamento reológico da mistura betuminosa durante a compactação – Huerne (2004).....	9
Figura 2.2 - Envoltórios de Mohr-Colomb – Ferreira (1985)	9
Figura 2.3 – TMC adaptada por Nijboer para misturas betuminosas – Huerne (2004).....	10
Figura 2.4 – Diferentes formas da superfície de ruptura – Huerne (2004).....	10
Figura 2.5 – Superfície limite na TEC – Huerne (2004)	10
Figura 2.6 – Cálculo da tensão desviatória q e isotrópica p	11
Figura 2.7 – Esquema da estrutura da mistura betuminosa antes da compactação final – Richards <i>et al.</i> (1999)	12
Figura 2.8 – Esquema da estrutura da mistura betuminosa após a compactação final – Richards <i>et al.</i> (1999)	12
Figura 2.9 – Modelo mecânico do processo de consolidação – Kandil (2002).....	13
Figura 2.10 – Compactação por cilindros de rasto liso estático – Richards <i>et al.</i> (1999)	14
Figura 2.11 – Compactador HIPAC – Richards <i>et al.</i> (1999)	15
Figura 2.12 – Relação tensão/extensão para materiais elástico, plástico ou viscoso – Kandil (2002).....	16
Figura 2.13 – Curva tensão/extensão típica de um <i>Creep test</i> – Kandil (2002).....	16
Figura 2.14 – Durabilidade da mistura betuminosa <i>versus</i> porosidade – AI (1989).....	18
Figura 2.15 – Composição de uma amostra de mistura betuminosa compactada – Branco <i>et al.</i> (2005).....	18
Figura 2.16 – Variação da baridade e da porosidade com o volume de betume para <i>VMA</i> constante – Huerne (2004).....	18
Figura 2.17 – Compactador por impacto – CONTROLS (2005)	22
Figura 2.18 – Princípio de actuação do compactador giratório – EN12697-31 (2004).....	23
Figura 2.19 – Compactador giratório – CONTROLS (2005).....	23
Figura 2.20 – Compactador <i>kneading</i> californiano COX & SONS	24
Figura 2.21 – Vários tipos de compactadores de rolo – CONTROLS (A), BOMAG (B) e COOPER (C).....	25
Figura 2.22 – Compactador vibratório – CONTROLS (2005).....	26
Figura 2.23 – Distribuição vertical da porosidade em provetes compactados com os compactadores <i>kneading</i> linear (LKC) e giratório (SGC) – Masad <i>et al.</i> (1999)	30
Figura 2.24 – Distribuição vertical da porosidade em provetes compactados com os compactadores Marshall (a), giratório (b) e rolo (c) – Jönsson <i>et al.</i> (2002).....	31
Figura 2.25 – Distribuição vertical e horizontal da porosidade em provetes compactados em obra – Tashman <i>et al.</i> (2002).....	32

Figura 2.26 – Baridade durante a compactação em função do valor de R_f , para uma mistura com agregado britado – Huerne (2004).....	34
Figura 2.27 – Evolução da compactação em duas misturas com compactabilidades distintas – Huerne (2004)	36
Figura 2.28 – Compactabilidade, para 3 tipos de misturas, medida com três métodos de compactação laboratorial – Renken (2004)	36
Figura 2.29 – Cálculo do trabalho de compactação S , para um G_c de 98%, em duas misturas com compactabilidades distintas – Renken (2004).....	37
Figura 2.30 – Curvas de densificação de duas misturas com estruturas minerais distintas – CONTROLS (2004).....	38
Figura 2.31 – Índices de compactação de acordo com a metodologia da Universidade do Wisconsin – Stakston & Bahia (2003).....	39
Figura 2.32 – Evolução da resistência à compactação para duas misturas com compactabilidade distinta – Huerne (2004)	39
Figura 2.33 – Tensão de corte a) e potência b) determinada para cada mistura em função da temperatura de compactação – Chadbourn <i>et al.</i> (1998)	40
Figura 2.34 – Curvas granulométricas típicas dos principais tipos de misturas betuminosas a quente.....	41
Figura 2.35 – Resistência à compactação T , função dos retidos no peneiro 2 mm em 3 tipos de misturas betuminosas – Renken (2004).....	42
Figura 2.36 – Resistência à compactação C , função dos retidos no peneiro 2 mm e do tipo de agregado para a mesma mistura betuminosa – Jönsson (2000).....	42
Figura 2.37 – Resistência à compactação C , função da quantidade de filer na mistura betuminosa – Jönsson (2000).....	45
Figura 2.38 – Resistência à compactação T , função da quantidade de filer em 3 tipos de misturas betuminosas – Renken (2004).....	45
Figura 2.39 – Correlação entre a rigidez da mistura e a resistência à compactação T – Renken (2004).....	46
Figura 2.40 – Resistência à compactação T , função da quantidade de agregado britado em 3 misturas betuminosas – Renken (2004).....	47
Figura 2.41 – Influência da temperatura no grau de compactação de provetes laboratoriais, após 50 pancadas no compactador Marshall – DYNAPAC (1989).....	49
Figura 2.42 – Resistência à compactação T , função da quantidade de betume em 3 misturas betuminosas – Renken (2004).....	49
Figura 2.43 – Variação do esforço de compactação E_2 com o G_c , função da temperatura, para duas misturas com susceptibilidades térmicas diferentes – Renken (2004)	50
Figura 2.44 – Diagrama BTCD: viscosidades “ideais” para a mistura e compactação de misturas betuminosas – SHELL (1990).....	51
Figura 2.45 – Variação da viscosidade com a taxa de corte em betumes puros a) e modificados b) – Yildirim <i>et al.</i> (2000).....	52

Figura 2.46 – Evolução da temperatura ao longo da espessura da camada – SHELL (2003).....	56
Figura 2.47 – Trocas de calor entre a camada pavimentada e a envolvente – Pilate (2007).....	57
Figura 2.48 – Variação da condutividade térmica com a temperatura e baridade para duas misturas betuminosas de granulometria diferente – Chadbourn <i>et al.</i> (1998).....	58
Figura 2.49 – Variação da difusividade térmica com a temperatura e baridade para duas misturas betuminosas de granulometria diferente – Chadbourn <i>et al.</i> (1998).....	58
Figura 2.50 – Variação da taxa de arrefecimento da camada com a difusividade térmica a) e a condutividade térmica b) para diferentes espessuras da camada – Chadbourn <i>et al.</i> (1998)	59
Figura 2.51 – Volumes medidos com cada um dos métodos – Cooley <i>et al.</i> (2002)	62
Figura 2.52 – Ilustração do gamadensímetro em funcionamento no modo retro-reflexão – TROXLER (2006)	65
Figura 2.53 – Constituição da Pavimentadora – contentor receptor (1); sistema de alimentação (2); sem-fim (3); mesa (4) – DYNAPAC (1989).....	68
Figura 2.54 – Pormenor de corte de pavimentadora com mesa por calcamento ou vibração – Azevedo, M. C. (1993).....	68
Figura 2.55 – Mesas de alta compactação – VÖGELE	69
Figura 2.56 – Cilindros de rasto liso estáticos – DYNAPAC	70
Figura 2.57 – Efeitos da acção estática – BOMAG (2003).....	70
Figura 2.58 – Processo de compactação com cilindro – Chadbourn <i>et al.</i> (1998).....	71
Figura 2.59 – Deformações junto do rolo – Huerne (2004)	71
Figura 2.60 – Deformações de elementos infinitesimais junto do rolo	72
Figura 2.61 – Comparação da baridade obtida pelos cilindros de rasto liso vibratórios e estáticos – dados de Powell & Leech (1987).....	72
Figura 2.62 – Cilindro vibrador tandem – DYNAPAC.....	73
Figura 2.63 – Efeitos da Vibração – BOMAG (2003)	73
Figura 2.64 – Sistemas de produção de vibração – HAMM (2004).....	74
Figura 2.65 – Rolo vibrador – Kopf (1999)	74
Figura 2.66 – Modelo do cilindro vibrador – Yoo & Selig (1979)	75
Figura 2.67 – Forças gerada e transmitida pelo cilindro – Yoo & Selig (1979).....	76
Figura 2.68 – Os três estados elementares de vibração de um cilindro vibrador – Briaud & Seo (2003).....	78
Figura 2.69 – Comportamento dinâmico não linear do rolo vibrador – Anderegg & Kaufmann (2004).....	79
Figura 2.70 – Modelo simplificado do rolo vibrador (A) e medições realizadas: força máxima F_s (B), amplitude A (C) e ângulo de fase φ (D) – Anderegg & Kaufmann (2004).....	80
Figura 2.71 – Variação da amplitude real do cilindro em função da frequência – Machet <i>et al.</i> (1976)	82
Figura 2.72 – Evolução das amplitudes de vibração ao longo da compactação – Machet <i>et al.</i> (1976)	83
Figura 2.73 – Influencia da frequência no resultado final da compactação – Machet <i>et al.</i> (1976).....	83
Figura 2.74 – Influência do momento excêntrico no resultado final da compactação – Machet <i>et al.</i> (1976).84	

Figura 2.75 – Variação da compactação em função do momento excêntrico e frequência do cilindro, após 16 passagens do cilindro – Adaptado de Jönsson (2000).....	85
Figura 2.76 – Cilindro de pneus – Dynapac	87
Figura 2.77 – Tensões principais sob acção vertical estática – Arquíé (1970).....	87
Figura 2.78 – Acção dos pneus – Arquíé (1970).....	87
Figura 2.79 – Acção de <i>pétrissage</i> durante a circulação – Arquíé (1970).....	88
Figura 2.80 – Efeito da compactação por pneus – DYNAPAC (1989).....	88
Figura 2.81 – Variação da tensão vertical em profundidade – HAMM (1999).....	89
Figura 2.82 – Cilindro com oscilação – HAMM (2004)	92
Figura 2.83 – Sistema de produção de oscilação – HAMM (2004)	92
Figura 2.84 – Rolo oscilatório – Kopf (1999)	92
Figura 2.85 – Representação da oscilação do rolo.....	93
Figura 2.86 – Variação das acelerações tangenciais no rolo relativamente ao coeficiente de atrito – Kopf (1999).....	94
Figura 2.87 – Modelo de simulação para um cilindro oscilador – Kopf (1999).....	95
Figura 2.88 – Modelo de cone para meios elásticos isotrópicos – Kopf (1999).....	96
Figura 2.89 – Variação das condições de funcionamento do rolo em função da rigidez do rolo e do coeficiente de atrito – Kopf (1999)	96
Figura 2.90 – Variação das condições de funcionamento do rolo em função da frequência de excitação e do coeficiente de atrito – Kopf (1999)	98
Figura 2.91 – Variação das condições de funcionamento do rolo (medidas) em função da frequência de excitação e do tipo de solo, não coesivo (esquerda) e coesivo (direita) – Kopf (1999).....	99
Figura 2.92 – Vario Roller – BOMAG (2005)	100
Figura 2.93 – Diferenças nos movimentos do rolo Vario Roller (a) e rolo oscilatório (b).....	100
Figura 2.94 – Dados obtidos por um cilindro inteligente – Briaud & Seo (2003).....	103
Figura 2.95 – Comparação entre a relação tensão – deformação no ensaio de carga em placa e rolo vibrador – Anderegg & Kaufmann (2004)	104
Figura 2.96 – Formulações de Hertz e Lundberg – Briaud & Seo (2003).....	105
Figura 2.97 – Correlações de base experimental entre os módulos do ensaio de carga em placa e a rigidez medida com o cilindro – Anderegg & Kaufmann (2004)	106
Figura 2.98 – Relação entre a variação do sinal das microondas enviadas e recebidas e o grau de compactação – Jaselskis <i>et al.</i> (2001)	107
Figura 2.99 – Modelo projectado do sistema implementado a bordo do cilindro – Jaselskis <i>et al.</i> (2001)...	107
Figura 2.100 – Representação esquemática do sistema ACE – AMMANN (2004).....	108
Figura 2.101 – Cilindro com Asphalt Manager – BOMAG (2005).....	108
Figura 2.102 – Relação entre o módulo medido pelo cilindro e o grau de compactação – BOMAG (2005) 109	
Figura 3.1 – Fotos dos equipamentos PQI e Troxler	115

Figura 3.2 – Planta da área de execução dos ensaios	115
Figura 3.3 – Esquema de execução da compactação e medições	116
Figura 3.4 – Corte transversal do pavimento.....	117
Figura 3.5 – Curva granulométrica – MB 0/32	117
Figura 3.6 – Curva granulométrica – SMA 0/11	118
Figura 3.7 – Fotos dos cilindros DV70 e DV90.....	119
Figura 3.8 – Foto do equipamento de medição da temperatura (pistola de infravermelhos)	120
Figura 3.9 – Fotos das operações de pavimentação e monitorização dos resultados	125
Figura 3.10 – Resultados da compactação na camada de base, medidos com o equipamento Troxler (a) e medidos com o equipamento PQI (b)	126
Figura 3.11 – Resultados da compactação na camada de desgaste, medidos com o equipamento Troxler (a) e medidos com o equipamento PQI (b)	126
Figura 3.12 – Histograma do número mínimo de passagens do cilindro para atingir um grau de compactação superior a 97%	129
Figura 3.13 – Grau de compactação médio para cada cilindro e modo de compactação, na camada de base, medido com o equipamento Troxler (a) e com o PQI (b).....	131
Figura 3.14 – Grau de compactação médio para cada cilindro e modo de compactação, na camada de desgaste, medido com o equipamento Troxler (a) e com o PQI (b)	132
Figura 3.15 – Análise da distribuição dos resíduos (modelo logarítmico – dados Troxler).....	137
Figura 3.16 – Análise gráfica da homocedasticidade (modelo logarítmico – dados Troxler).....	137
Figura 3.17 – Diagramas de dispersão entre a variável dependente (G_c) e as variáveis independentes	141
Figura 3.18 – Evolução da compactação, prevista pelas regressões Troxler (a) e PQI (b), com o número de passagens efectuadas, na camada de base, com os cilindros DV70 e DV90 (modo “estático”) e temperaturas variáveis	146
Figura 3.19 – Evolução da compactação, prevista pelas regressões Troxler (a) e PQI (b), com o número de passagens efectuadas, na camada de base e temperatura média, com os cilindros DV70 e DV90 em diferentes modos de compactação.....	146
Figura 3.20 – Evolução da compactação, prevista pelas regressões Troxler (a) e PQI (b), com o número de passagens efectuadas, na camada de desgaste, com os cilindros DV70 e DV90 (modo “estático”) e temperaturas variáveis.....	147
Figura 3.21 – Evolução da compactação, prevista pelas regressões Troxler (a) e PQI (b), com o número de passagens efectuadas, na camada de desgaste, com o cilindros DV70, temperatura média T_M , com e sem aplicação de passagens estáticas no final.....	147
Figura 4.1 – Tensões normais isotrópicas na mistura betuminosa durante uma passagem do rolo estático – Huerne (2004).....	153
Figura 4.2 – Forças de contacto no agregado e betume. a) forças a actuar nas partículas b) modelos das forças na interacção agregado-agregado c) interacção agregado-betume – Rothenburg <i>et al.</i> (1992).154	

Figura 4.3 – Representação idealizada de uma camada de misturas betuminosas – Abbas (2004).....	155
Figura 4.4 – Sistema micromecânico da mistura betuminosa (esquerda), Classificação dos contactos entre partículas (direita) – Chang & Meegoda (1997)	155
Figura 4.5 – Modelo de elementos finitos da mistura betuminosa idealizada – Bahia <i>et al.</i> (1999)	156
Figura 4.6 – Ensaio laboratorial ao provete sintético (esquerda), fendilhamento previsto do provete de mistura betuminosa num ensaio de tracção indirecta – Buttlar & You (2001)	157
Figura 4.7 – Mistura betuminosa típica (a), modelo de mistura betuminosa (b), modelo de treliça (c), modelo de elementos finitos implementado no ABAQUS (d) – Sadd & Dai (2004)	157
Figura 4.8 – Modelo de elementos discretos da mistura betuminosa sujeita a uma carga dinâmica (esquerda), comparação dos resultados previstos e medidos para misturas betuminosas com diferentes betumes (direita) – Abbas (2004).....	158
Figura 4.9 – Deformada e padrão de fendilhamento previstos e provete testado no ensaio de tracção directa – Silva (2005).....	159
Figura 4.10 – Distribuição das forças de contacto num provete com 4500 partículas – Lee (2006).....	159
Figura 4.11 – Modelo esquemático da interacção entre 2 partículas no método MED com partículas deformáveis (esquerda), simulação efectuada com um conjunto de partículas deformáveis e partículas rígidas (direita) – Ransing <i>et al.</i> (2000).....	161
Figura 4.12 – Compressão uniaxial de misturas com diferente número de partículas deformáveis e partículas rígidas – Gethin <i>et al.</i> (2003)	162
Figura 4.13 – Ciclo genérico de cálculo – Azevedo, N. M. (2003).....	163
Figura 4.14 – Contactos partícula-partícula (esquerda) e partícula-parede (direita) – Itasca.Consulting.Group (2004).....	167
Figura 4.15 – Amortecimento viscoso activo, direcção normal e de corte, respectivamente, à esquerda e à direita – Itasca.Consulting.Group (2004).....	170
Figura 4.16 – Modelo de contacto elástico linear	171
Figura 4.17 – Modelo de contacto de Burgers – Itasca.Consulting.Group (2004)	171
Figura 4.18 – Modelo de contacto elástico linear e Mohr-Coulomb	173
Figura 4.19 – Comportamento de um contacto com modelo “Adesão Pontual” – Itasca.Consulting.Group (2004).....	174
Figura 4.20 – Representação de um contacto com “Adesão Paralela” activa – Itasca.Consulting.Group (2004)	175
Figura 4.21 – Diagrama de etapas da simulação no PFC2D	179
Figura 4.22 – Assembleias com estrutura regular (esquerda) e estrutura irregular por imitação (direita) – Azevedo, N. M. (2003) e Silva (2005).....	181
Figura 4.23 – Assembleia inicial e final – Azevedo, N. M. (2003).....	183
Figura 4.24 – Histograma polar de contactos inicial e final – Azevedo, N. M. (2003).....	183
Figura 4.25 – Fases da geração da assembleia com macro-partículas – Azevedo, N. M. (2003).....	184
Figura 4.26 – Histograma polar de contactos – Azevedo, N. M. (2003).....	184

Figura 4.27 – Espécime formado por compressão isotrópica – Jiang <i>et al.</i> (2003).....	186
Figura 4.28 – Variação horizontal e vertical da porosidade nas assembleias formadas com e sem atrito nas paredes –Jiang <i>et al.</i> (2003)	186
Figura 4.29 – Após geração das partículas (esquerda) e após compactação por gravidade (direita) – Cheng <i>et al.</i> (2000).....	187
Figura 4.30 – Procedimento da geração de assembleia em 2 camadas – Jiang <i>et al.</i> (2003)	188
Figura 4.31 – Comparação da dispersão da porosidade com 1 e 2 camadas durante a geração da assembleia – Jiang <i>et al.</i> (2003)	188
Figura 4.32 – Comparação de diferentes relações para a variação da subcompactação.....	189
Figura 4.33 – Comparação da curva granulométrica de Fuller com os fusos normativos, mistura 0/16 mm	192
Figura 4.34 – Curva granulométrica da mistura betuminosa – BB 0/16	192
Figura 4.35 – Provetes moldados em laboratório	194
Figura 4.36 – Representação das 3 hipóteses de círculos de medição estudadas	196
Figura 4.37 – Representação da variação da porosidade determinada em cada hipótese de círculos de medição.....	196
Figura 4.38 – Representação da relação entre a variabilidade da porosidade medida e o rácio de diâmetros partícula/círculo de medição	197
Figura 4.39 – Assembleia gerada pelo método de deposição por gravidade – [GRAV].....	199
Figura 4.40 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (2 camadas) – [MC2].....	199
Figura 4.41 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (4 camadas) – [MC4].....	200
Figura 4.42 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (4 camadas) com 10% de subcompactação – [MC4-10]	200
Figura 4.43 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (4 camadas) com 20% de subcompactação – [MC4-10]	201
Figura 4.44 – Representação das forças de contacto na assembleia gerada por [MC4-20].....	202
Figura 4.45 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (4 camadas) e acção da gravidade – [MC4-F-GRAV]	204
Figura 4.46 – Variabilidade da porosidade nos provetes moldados em laboratório sem compactação	205
Figura 4.47 – Porosidade dos provetes moldados segundo vários métodos	205
Figura 4.48 – Provetes moldados em laboratório segundo vários métodos	205
Figura 4.49 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (2 camadas) e acção da gravidade	206
Figura 4.50 – Imagens da prensa laboratorial e provetes compactados	208
Figura 4.51 – Variação da força e deslocamento durante o ensaio laboratorial de um provete para a carga máxima de 50 kN.....	208
Figura 4.52 – Relação força/deslocamento experimental média	209
Figura 4.53 – Mapa de mecanismos de deformação tensão-temperatura em tracção – Cheung & Cebon (1997).....	212

Figura 4.54 – Comportamento de misturas betuminosas sob cargas repetidas (esquerda) e modelo de Burgers (direita) – Lee (2006)	213
Figura 4.55 – Comportamento do modelo de Maxwell, Kelvin e Burgers para uma tensão constante durante o intervalo de tempo (t_1-t_0)	216
Figura 4.56 – Componentes da forma das partículas de agregado – Lytton <i>et al.</i> (2005)	219
Figura 4.57 – Resistência à tracção versus espessura do filme de betume – Lytton <i>et al.</i> (2005)	220
Figura 4.58 – Comparação da evolução da força na placa com a deformação imposta na assembleia para os 3 valores da rigidez e a obtida nos ensaios laboratoriais	223
Figura 4.59 – Comparação da evolução da força na placa com a deformação imposta na assembleia para os 3 valores do coeficiente de atrito e a obtida nos ensaios laboratoriais	224
Figura 4.60 – Influência de α , da rigidez normal e do atrito na força máxima, na porosidade, no número médio de contactos e no desvio padrão do histograma da assembleia após carregamento	224
Figura 4.61 – Influência da velocidade da placa, da rigidez normal e do atrito na força máxima, na porosidade, no número médio de contactos e no desvio padrão do histograma da assembleia após carregamento	225
Figura 4.62 – Comparação da evolução da força na placa com a deformação imposta na assembleia para os 3 valores da velocidade da placa	226
Figura 4.63 – Evolução da força na placa durante o carregamento e descarregamento	227
Figura 4.64 – Comparação da recuperação elástica para diferentes valores de “Adesão Pontual”	227
Figura 4.65 – Comparação da recuperação elástica para diferentes valores da velocidade da placa e coeficiente de atrito	227
Figura 4.66 – Comparação da recuperação elástica para diferentes valores da rigidez normal do contacto mastic-mastic	228
Figura 4.67 – Comparação do carregamento e descarregamento para os três patamares de força	228
Figura 4.68 – Parâmetros do modelo de Burgers utilizado nas simulações e imagem das duas partículas no final do carregamento	230
Figura 4.69 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulação e laboratório	232
Figura 4.70 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações com melhor desempenho e laboratório	232
Figura 4.71 – Comparação da relação força/deslocamento obtida no laboratório e numericamente (“D12”), para as 3 cargas	234
Figura 4.72 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações e laboratório	235
Figura 4.73 – Variação do endurecimento com o factor de forma	237
Figura 4.74 – Diagrama do algoritmo para implementação do endurecimento dos contactos em função da sua deformação (apenas contactos mastic-mastic)	237
Figura 4.75 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações e laboratório	237
Figura 4.76 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações e laboratório	238

Figura 4.77 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, para as 3 cargas, das simulações (“Final” e “R1”) e laboratório.....	239
Figura 4.78 – Imagem da assembleia após simulação do ensaio laboratorial, simulação “R1”	239
Figura 4.79 – Diagrama do algoritmo do critério A para geração de CLUMPS em função da deformação dos contactos	242
Figura 4.80 – Diagrama do algoritmo do critério B para geração de CLUMPS em função da deformação dos contactos	243
Figura 4.81 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações com aplicação do critério A e laboratório	244
Figura 4.82 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações com aplicação do critério B e laboratório	245
Figura 4.83 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, para as 3 cargas, das simulações “D17” e “P7” e laboratório	245
Figura 4.84 – Imagem dos CLUMPS (partículas de mastique) da assembleia “P7” no momento da máxima deformação	246
Figura 4.85 – Imagem dos CLUMPS (partículas de mastique e agregado) da assembleia “D17” no momento da máxima deformação	247
Figura 4.86 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, para as 3 cargas, das simulações “D12”, “R1”, “P7” e laboratório	247
Figura 4.87 – Intervalos de valores da resistência à compactação T para várias misturas betuminosas segundo a classificação alemã – Renken (2004).....	249
Figura 4.88 – Curva granulométrica da mistura betuminosa – AB 0/5	250
Figura 4.89 – Curva granulométrica da mistura betuminosa – BD 0/8	251
Figura 4.90 – Relação força/deslocamento média para as 3 misturas betuminosas ensaiadas	253
Figura 4.91 – Assembleia gerada pelo método [MC2-F-GRAV-CB] – mistura AB 0/5	255
Figura 4.92 – Assembleia gerada pelo método [MC2-F-GRAV-CB] – mistura BD 0/8	256
Figura 4.93 – Imagem das partículas da assembleia após geração.....	256
Figura 4.94 – Assembleia gerada pelo método RMPG, com “Adesão Pontual” (esquerda) e CLUMP (direita) – mistura BD 0/8.....	257
Figura 4.95 – Variação da porosidade e histograma polar dos contactos para a assembleia gerada pelo método RMPG, com incorporação de CLUMPS – mistura BD 0/8	257
Figura 4.96 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio (mistura BD 0/8), simulações (“B1” a “B4”) e laboratório.....	259
Figura 4.97 – Características da assembleia após a compactação estática – simulação “B3”.....	260
Figura 4.98 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio (mistura AB 0/5), simulações Burgers (“C1” a “C4”) e laboratório	261
Figura 4.99 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio (mistura AB 0/5), simulações Burgers com endurecimento (fk) e laboratório.....	262

Figura 4.100 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio (mistura AB 0/5), simulações Burgers com formação de CLUMPS e laboratório.....	263
Figura 4.101 – Características da assembleia após compactação estática – simulação “ $f_k=A^7$ ”	264
Figura 4.102 – Curva granulométrica do agregado que compõe o mastic betuminoso, agregado menor que 2 mm, para as misturas AB 0/5 e BB 0/16.....	265
Figura 5.1 – Detalhes de cada trecho de ensaio realizado	271
Figura 5.2 – Cilindro HAMM HD 75 e pavimentadora Vögele Super 1600-1	272
Figura 5.3 – Medições entre passagens	273
Figura 5.4 – Imagem global da zona de ensaios.....	273
Figura 5.5 – Extração dos carotes do pavimento	274
Figura 5.6 – Variação da espessura da camada com o número de passagens nos 2 trechos.....	282
Figura 5.7 – Representação gráfica dos valores observados e a regressão estimada, para os 2 trechos.....	283
Figura 5.8 – Representação gráfica dos resíduos versus temperatura, para os 2 trechos.....	284
Figura 5.9 – Relação da espessura e baridade nos 2 trechos de ensaio, valores medidos e regressão estimada	284
Figura 5.10 – Evolução estimada do grau de compactação com o nº de passagens do cilindro, nos trechos 1 e 2.....	285
Figura 5.11 – Termómetros utilizados.....	286
Figura 5.12 – Representação gráfica dos valores observados, para os 2 trechos.....	286
Figura 5.13 – Temperatura média em cada trecho durante a compactação	286
Figura 5.14 – Representação gráfica dos valores observados da temperatura, para os 2 trechos, face aos estimados.....	287
Figura 5.15 – Sistema de medição das vibrações do rolo	288
Figura 5.16 – Imagens do rolo e do posicionamento dos acelerómetros	288
Figura 5.17 – Acelerações medidas na primeira passagem	289
Figura 5.18 – Aceleração horizontal na primeira passagem.....	289
Figura 5.19 – Aceleração horizontal na segunda passagem	290
Figura 5.20 – Identificação das diferentes zonas nas passagens pares e ímpares.....	290
Figura 5.21 – Ângulo de fase medido em cilindro de rasto liso simples – Anderegg & Kaufmann (2004)..	293
Figura 5.22 – Aceleração vertical antes e após aplicação dos filtros – Passagem nº 1 – Zona 1	293
Figura 5.23 – Espectro de frequências – Passagem nº 1 – Zona 1.....	294
Figura 5.24 – Deslocamento vertical – Passagem nº 1 – Zona 1	294
Figura 5.25 – Força de contacto superfície – rolo – Passagem nº 1 – Zona 1	294
Figura 5.26 – Variação da frequência principal ao longo das passagens do cilindro	296
Figura 5.27 – Variação do parâmetro H _{MV} ao longo das passagens do cilindro	296
Figura 5.28 – Variação das acelerações máximas médias ao longo das passagens do cilindro.....	296
Figura 5.29 – Variação da amplitude de deslocamento ao longo das passagens do cilindro.....	297

Figura 5.30 – Variação da força máxima ao longo das passagens do cilindro	297
Figura 5.31 – Variação da rigidez ao longo das passagens do cilindro	298
Figura 5.32 – Sistema de eixos considerado no estudo	301
Figura 5.33 – Deformação imposta pelo rolo do cilindro	302
Figura 5.34 – Modalidades testadas para a simulação do carregamento	303
Figura 5.35 – Elementos de controlo da superfície da assembleia (a) e representação gráfica da superfície durante uma passagem do rolo (b)	304
Figura 5.36 – Assembleia gerada pelo método [MC2-F-GRAV-CB] – “compactação em modo estático” ..	306
Figura 5.37 – Assembleia gerada pelo método [MC2-F-GRAV-CB] – “compactação em modo vibratório”	306
Figura 5.38 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro).....	308
Figura 5.39 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_base”	309
Figura 5.40 – Redução da espessura da camada especificada e obtida na simulação – “S_base”	309
Figura 5.41 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_base”	309
Figura 5.42 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_base”	309
Figura 5.43 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), sem filtro de dados (a) e com filtro de dados (b) – “S_base”	309
Figura 5.44 – Evolução do número de contactos na assembleia numérica durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “S_base”	311
Figura 5.45 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk”	312
Figura 5.46 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_fk”	312
Figura 5.47 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_fk”	312
Figura 5.48 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk”	313
Figura 5.49 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_clump”	313
Figura 5.50 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_clump”	314
Figura 5.51 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_clump”	314
Figura 5.52 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_clump”	314

Figura 5.53 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk_cl”	315
Figura 5.54 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_fk_cl”	315
Figura 5.55 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_fk_cl”	315
Figura 5.56 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk_cl”	315
Figura 5.57 – Elemento cúbico submetido a tensões normais e tangenciais	316
Figura 5.58 – Representação dos círculos de medição das tensões na assembleia (diâmetro 15 mm)	318
Figura 5.59 – Representação dos círculos de medição da porosidade na zona central da assembleia (diâmetro 19 mm)	318
Figura 5.60 – Tensão média, p' , resultado do primeiro rolo na passagem nº1 – Huerne (2004)	319
Figura 5.61 – Tensão desviatória, q , resultado do primeiro rolo na passagem nº1 – Huerne (2004)	319
Figura 5.62 – Tensões de corte, τ_{xy} , resultado do primeiro rolo na passagem nº1 – Huerne (2004)	320
Figura 5.63 – Tensão desviatória, q (linha contínua), e tensão média, p' (linha tracejada), em 3 alturas da camada durante a passagem – Huerne (2004)	320
Figura 5.64 – Rácio q/p' e trajetória de tensões, em quatro alturas da camada durante a passagem – Huerne (2004)	320
Figura 5.65 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens – Adaptado de Huerne (2004)	321
Figura 5.66 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – Adaptado de Huerne (2004)	321
Figura 5.67 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – Adaptado de Huerne (2004)	321
Figura 5.68 – Massa do cilindro calculada a partir da força de contacto – Huerne (2004)	321
Figura 5.69 – Variação da porosidade medida no trecho experimental e por Huerne	323
Figura 5.70 – Variação de VMA medida no trecho experimental e por Huerne	323
Figura 5.71 – Variação da porosidade durante a 2ª passagem 1º rolo (P2R1), simulação “S_fk”	325
Figura 5.72 – Variação da porosidade durante a 3ª passagem 1º rolo (P3R1), simulação “S_fk”	325
Figura 5.73 – Variação da porosidade durante a 4ª passagem 1º rolo (P4R1), simulação “S_fk”	325
Figura 5.74 – Tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} , p , q e q/p , induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “S_fk”	327
Figura 5.75 – Tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} , p , q e q/p , induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “S_fk_cl”	328
Figura 5.76 – Movimentos das partículas induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “S_fk”	331

Figura 5.77 – Variação das tensões p , q e q/p , induzidas pelo rolo durante a passagem P3R1, na simulação “S_fk” e “S_fk_cl”	332
Figura 5.78 – Variação das tensões p , q e q/p , induzidas pelo rolo durante as passagens P2R1 e P4R1, na simulação “S_fk”	333
Figura 5.79 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk_0,5”	334
Figura 5.80 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_fk_0,5”	334
Figura 5.81 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_fk_0,5”	334
Figura 5.82 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk_0,5”	335
Figura 5.83 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk_1,0”	335
Figura 5.84 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_fk_1,0”	335
Figura 5.85 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_fk_1,0”	335
Figura 5.86 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk_1,0”	335
Figura 5.87 – Movimento vibratório do rolo e deformações impostas durante o cilindramento	337
Figura 5.88 – Representação dos círculos de medição das tensões na assembleia	337
Figura 5.89 – Representação dos círculos de medição da porosidade na zona central da assembleia	338
Figura 5.90 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_base1”	338
Figura 5.91 – Força de contacto durante a quarta passagem do rolo – “SV_base1”	338
Figura 5.92 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_base1”	339
Figura 5.93 – Redução da espessura da camada especificada e obtida na simulação – “SV_base1”	339
Figura 5.94 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “SV_base1”	339
Figura 5.95 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “SV_base1”	339
Figura 5.96 – Evolução da compactação registada e estimada com base em FGSV (2004)	340
Figura 5.97 – Variação da porosidade nos modos “estático” (medida), vibração (estimada) e por Huerne	340
Figura 5.98 – Variação de VMA nos modos “estático” (medida), vibração (estimada) e por Huerne	340
Figura 5.99 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_base2”	341

Figura 5.100 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_base2”	341
Figura 5.101 – Redução da espessura da camada especificada e obtida na simulação – “SV_base2”	341
Figura 5.102 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “SV_base2”	342
Figura 5.103 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “SV_base2”	342
Figura 5.104 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk”	343
Figura 5.105 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “SV_fk”	343
Figura 5.106 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “SV_fk”	343
Figura 5.107 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk”	343
Figura 5.108 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl”	344
Figura 5.109 – Evolução da porosidade com o número d	344
Figura 5.110 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “SV_fk_cl”	344
Figura 5.111 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl”	344
Figura 5.112 – Força de contacto máxima média em cada passagem do rolo nas simulações “SV_base2”, “SV_fk” e “SV_fk_cl”	345
Figura 5.113 – Variação da porosidade no material e na assembleia numérica	346
Figura 5.114 – Variação da porosidade durante a 2ª passagem 1º rolo (P2R1), simulação “SV_fk”	347
Figura 5.115 – Variação da porosidade durante a 3ª passagem 1º rolo (P3R1), simulação “SV_fk”	347
Figura 5.116 – Variação da porosidade durante a 4ª passagem 1º rolo (P4R1), simulação “SV_fk”	347
Figura 5.117 – Tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} , p , q e q/p , induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “SV_fk”	349
Figura 5.118 – Superfície da assembleia nas simulações “SV_fk” e “S_fk”, no instante de medição das tensões	350
Figura 5.119 – Movimentos das partículas induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “SV_fk”	352
Figura 5.120 – Tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} , p , q e q/p , induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “SV_fk_cl”	353
Figura 5.121 – Variação das tensões p , q e q/p , induzidas pelo rolo durante a passagem P3R1, na simulação “SV_fk” e “SV_fk_cl”	354

Figura 5.122 – Variação das tensões p , q e q/p , induzidas pelo rolo durante as passagens P2R1 (esquerda) e P4R1 (direita), na simulação “SV_fk” (esquerda).....	355
Figura 5.123 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl_8”	357
Figura 5.124 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “SV_fk_cl_8”	357
Figura 5.125 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “SV_fk_cl_8”.....	357
Figura 5.126 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl_8”	358
Figura 5.127 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk_cl” e 1,2 m/s.....	359
Figura 5.128 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk_cl” e 1,2 m/s.....	359
Figura 5.129 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk_cl” e 0,8 m/s.....	360
Figura 5.130 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk_cl” e 0,8 m/s.....	360
Figura 5.131 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl” e 1,2 m/s.....	360
Figura 5.132 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl” e 1,2 m/s	360
Figura 5.133 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl” e 0,8 m/s.....	361
Figura 5.134 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl” e 0,8 m/s	361
Figura 5.135 – Variação da força média com o número de passagens nas simulações do tipo “S_fk_cl” com velocidade 0,8; 1,0 e 1,2 m/s	361
Figura 5.136 – Variação da força média com o número de passagens nas simulações do tipo “SV_fk_cl” com velocidade 0,8; 1,0 e 1,2 m/s	361
Figura 5.137 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl” e +10 Hz.....	363
Figura 5.138 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl” e +10 Hz	364
Figura 5.139 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl” e -10 Hz.....	364
Figura 5.140 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl” e -10 Hz	364

Figura 5.141 – Variação da força média com o número de passagens nas simulações do tipo “SV_fk_cl” com frequência normal e ± 10 Hz.....	365
Figura 5.142 – Variação da força média com o número de passagens nas simulações do tipo “SV_fk_cl” com frequência variável entre $(F_0 - 10 \text{ Hz})$ e $(F_0 + 10 \text{ Hz})$	366

COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS

Ensaio de Campo e Modelação Numérica

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 2.1 – Valores indicativos para a regulação dos parâmetros da máquina – Voskuilen & van de Ven (2004).....	29
Tabela 2.2 – Efeito da variação de alguns parâmetros na compactabilidade das misturas betuminosas.....	53
Tabela 2.3 – Coeficientes a_i para o cálculo da resistência à compactação T – FGSV (2004)	54
Tabela 2.4 – Coeficientes a_i para o cálculo do trabalho de compactação E_2 – FGSV (2004)	55
Tabela 2.5 – Coeficientes para o cálculo do número de passagens do cilindro – FGSV (2004).....	55
Tabela 2.6 – Resumo das opções de cálculo consideradas nos diversos modelos numéricos	61
Tabela 2.7 – Valores indicativos para a regulação dos parâmetros da pavimentadora – Barros & Fonseca (1996).....	68
Tabela 2.8 – Condições de funcionamento de um cilindro vibrador – Briaud & Seo (2003)	77
Tabela 2.9 – Classificação de alguns cilindros vibradores tandem segundo a norma NFP-98-736	81
Tabela 3.1 – Propriedades da mistura	117
Tabela 3.2 – Propriedades da mistura formulada – SMA 0/11	118
Tabela 3.3 – Frequências de compactação escolhidas para os cilindros	120
Tabela 3.4 – Resumo das características de todos os troços de ensaio realizados	122
Tabela 3.5 – Média e Desvio Padrão do grau de compactação após N passagens, para cada camada e equipamento de medição utilizado	127
Tabela 3.6 – Desvio Padrão das medições do grau de compactação numa secção, para cada camada e equipamento de medição utilizado	128
Tabela 3.7 – Cálculo da resistência à compactação E_2 da mistura SMA 0/11	129
Tabela 3.8 – Cálculo do número de passagens $N(Gc)$ do cilindro nos modos “estático” e vibratório	130
Tabela 3.9 – Avaliação dos modelos de regressão	140
Tabela 3.10 - Coeficientes “estandardizados beta”	143
Tabela 3.11 – Coeficientes “estandardizados beta”	143
Tabela 3.12 – Coeficientes “estandardizados beta”	143
Tabela 3.13 – Coeficientes “estandardizados beta”	144
Tabela 4.1 – Curva granulométrica da mistura betuminosa – BB 0/16.....	193
Tabela 4.2 – Características da mistura betuminosa formulada – BB 0/16.....	193
Tabela 4.3 – Resultados experimentais da mistura BB 0/16 mm não compactada	194
Tabela 4.4 – Determinação do número de partículas com a função de probabilidade de Walraven	194
Tabela 4.5 – Determinação do número de partículas com igual distribuição em área e volume	194
Tabela 4.6 – Tempos de cálculo no PFC2D – Itasca.Consulting.Group (2004)	195

Tabela 4.7 – Determinação, para as mesmas condições do caso anterior, do número de partículas com um raio de 1 mm	195
Tabela 4.8 – Valores dos parâmetros utilizados nas simulações	197
Tabela 4.9 – Características das assembleias geradas	198
Tabela 4.10 – Características da assembleia gerada por [MC4-F-GRAV].....	203
Tabela 4.11 – Porosidade dos provetes moldados segundo vários métodos	205
Tabela 4.12 – Características da assembleia gerada por [MC2-F-GRAV].....	206
Tabela 4.13 – Resumo da compactação estática da mistura BB 0/16.....	208
Tabela 4.14 – Parâmetros dos materiais utilizados nas simulações.....	223
Tabela 4.15 – Parâmetros do modelo de Burgers utilizados por diversos autores em simulações de misturas betuminosas com MED	229
Tabela 4.16 – Forças máxima e média nos contactos numa simulação elástica.....	229
Tabela 4.17 – Deformações resultantes do carregamento e descarregamento em apenas 2 partículas	230
Tabela 4.18 – Parâmetros constantes em todas as simulações	231
Tabela 4.19 – Parâmetros da simulação inicial.....	231
Tabela 4.20 – Parâmetros das simulações com melhores resultados.....	233
Tabela 4.21 – Caracterização da assembleia após descarregamento	233
Tabela 4.22 – Parâmetros da simulação “Final”	238
Tabela 4.23 – Parâmetros da simulação “R1”	238
Tabela 4.24 – Comparação das deformações dos contactos em três simulações diferenciadas	241
Tabela 4.25 – Parâmetros das simulações “P7” e “D17”	246
Tabela 4.26 – Cálculo da resistência à compactação da mistura BB 0/16.....	248
Tabela 4.27 – Cálculo da compactabilidade da mistura AB 0/5	249
Tabela 4.28 – Curva granulométrica e características da mistura betuminosa – AB 0/5	249
Tabela 4.29 – Curva granulométrica e características da mistura betuminosa – BD 0/8	251
Tabela 4.30 – Características dos provetes não compactados – mistura AB 0/5.....	252
Tabela 4.31 – Características dos provetes não compactados – mistura BD 0/8.....	252
Tabela 4.32 – Resumo do ensaio de compactação estática nas misturas AB 0/5 e BD 0/8.....	252
Tabela 4.33 – Determinação do número de partículas com igual distribuição em área e volume, mistura BD 0/8	254
Tabela 4.34 – Determinação do número de partículas com igual distribuição em área e volume, mistura AB 0/5	254
Tabela 4.35 – Características da assembleia gerada por [MC2-F-GRAV] – mistura AB 0/5	254
Tabela 4.36 – Distribuição das partículas de mastique junto das partículas de agregado	256
Tabela 4.37 – Características da assembleia gerada com incorporação de CLUMPS – mistura BD 0/8	257
Tabela 4.38 – Parâmetros das simulações “B1” a “B4” – mistura BD 0/8.....	259
Tabela 4.39 – Características da assembleia após a compactação estática – simulação “B3”	260
Tabela 4.40 – Parâmetros das simulações “C1” a “C4” – mistura AB 0/5.....	261

Tabela 4.41 – Parâmetros das simulações “CLA-1” a “CLA2-5” – mistura AB 0/5	263
Tabela 4.42 – Características da assembleia após compactação estática – simulação “fk=A^7”	263
Tabela 5.1 – Parâmetros do cilindro HAMM HD 75	272
Tabela 5.2 – Medições efectuadas em cada trecho experimental	272
Tabela 5.3 – Propriedades da mistura betuminosa fabricada	274
Tabela 5.4 – Previsão do tempo disponível para a realização dos ensaios com o <i>software</i> PAVECOOL	276
Tabela 5.5 – Previsão do tempo disponível para a realização dos ensaios com o <i>software</i> PAVECOMP	276
Tabela 5.6 – Cálculo da resistência à compactação T da mistura BB 0/16	277
Tabela 5.7 – Cálculo do trabalho de compactação E_2 da mistura BB 0/16	277
Tabela 5.8 – Cálculo do número de passagens $N(Gc)$ do cilindro nos modos “estático” e vibratório	277
Tabela 5.9 – Resultados das medições sobre os carotes extraídos do pavimento	278
Tabela 5.10 – Quadro resumo das medições sobre os carotes extraídos do pavimento	279
Tabela 5.11 – Medições com o nível digital no trecho 1 (modo “estático”)	279
Tabela 5.12 – Medições com o nível digital no trecho 2 (modo vibratório)	279
Tabela 5.13 – Variação da espessura no trecho 2 (modo “estático”)	280
Tabela 5.14 – Variação da espessura no trecho 2 (modo vibratório)	281
Tabela 5.15 – Regressões finais da variação da espessura com o nº de passagens, nos trechos 1 e 2	283
Tabela 5.16 – Dados meteorológicos da estação de Penafiel (fonte IM)	287
Tabela 5.17 – Resumo da análise efectuada à aceleração horizontal medida	295
Tabela 5.18 – Resumo da análise efectuada à aceleração vertical medida	295
Tabela 5.19 – Redução da espessura da camada adoptada nas simulações numéricas, com a passagem de cada rolo durante as primeiras quatro passagens do cilindro nos modos “estático” e vibratório	302
Tabela 5.20 – Determinação do número de partículas da assembleia “compactação em modo estático”	304
Tabela 5.21 – Determinação do número de partículas da assembleia “compactação em modo vibratório”	305
Tabela 5.22 – Características da assembleia gerada por [MC2-F-GRAV-CB] – “compactação em modo estático”	305
Tabela 5.23 – Características da assembleia gerada por [MC2-F-GRAV-CB] – “compactação em modo vibratório”	305
Tabela 5.24 – Parâmetros do modelo de contacto utilizado na simulação “S_base”	308
Tabela 5.25 – Critérios para implementação da técnica de endurecimento durante a simulação “S_fk”	312
Tabela 5.26 – Critérios para implementação da técnica de formação de CLUMPS durante a simulação “S_clump”	313
Tabela 5.27 – Critérios para implementação das duas técnicas de endurecimento durante a simulação – “S_fk_cl”	314
Tabela 5.28 – Dados das acelerações durante as primeiras 4 passagens do compactador	336
Tabela 5.29 – Evolução da compactação/redução da espessura na camada estimada por FGSV (2004)	340

Tabela 5.30 – Redução da espessura da camada adoptada na simulação numérica, com a passagem de cada rolo durante as primeiras quatro passagens do compactador no modo vibratório, com evolução estimada a partir de FGSV (2004)	341
Tabela 5.31 – Critérios para implementação da técnica de endurecimento durante a simulação – “SV_fk”	343
Tabela 5.32 – Critérios para implementação da técnica de endurecimento durante a simulação – “SV_fk_cl”	344
Tabela 5.33 – Critérios para implementação da técnica de endurecimento durante a simulação	345
Tabela 5.34 – Dados das acelerações entre a 5ª e a 8ª passagens do compactador.....	356
Tabela 5.35 – Critérios para implementação da técnica de endurecimento durante a simulação – “SV_fk_cl_8”	357

1 - INTRODUÇÃO

1.1 Enquadramento

As misturas betuminosas são constituídas por agregados, fabricados e seleccionados com determinadas características, betume e ar. Existe uma grande variedade de misturas betuminosas com funções diversas, caracterizada pelas diferentes proporções de fracções de agregado (granulometria) e tipo e quantidade de betume adequadas ao fim desejado. Segundo a Associação Europeia de Produtores de Misturas Betuminosas, EAPA (2007), no ano de 2006 foram aplicados na Europa cerca de 342 milhões de toneladas de misturas betuminosas em pavimentos, dos quais 8,9 milhões em Portugal, e 500 milhões nos EUA.

Numa matriz de partículas mais compacta, ou seja mais densa, existe uma maior estabilização das partículas na sua posição, mais pontos de contacto e menos vazios. Desta forma aumenta-se a sua capacidade de suporte de cargas porque:

- Mais pontos de contacto conduzem a forças de contacto inter-partículas menores;
- Menos vazios tornam o material menos susceptível aos agentes climáticos;
- Um arranjo mais estável leva a menos reorientações de partículas quando solicitado por acções exteriores.

Apesar da importância descrita o objectivo não é ter 0% de vazios na mistura betuminosa, pois segundo muitos estudos abaixo de um volume de vazios entre 2 a 4% o material apresenta comportamento hidráulico, exibindo problemas de fluência que originam deformações elevadas e exsudação de betume em determinadas condições de solicitação.

Na Figura 1.1 apresenta-se os resultados da medição do módulo de rigidez dinâmico, no ensaio de flexão em 3 pontos e carregamento uniaxial, numa mistura do tipo macadame betuminoso com diferentes quantidades de betume e vazios. Verifica-se um decréscimo de 50% do módulo quando a porosidade aumenta de 4% para 10%. Uma mistura betuminosa com menor módulo não absorve o estado de tensão/deformação e não degrada as cargas de acordo com o previsto no dimensionamento, gerando-se maiores tensões/extensões nas restantes camadas. Como consequência o pavimento vai resistir sem deformações num período menor que o período de vida útil, para o qual foi projectado. Assim o concessionário da estrada será forçado a reinvestir num novo pavimento, em caso de estado de ruína, ou na reabilitação, ambas num prazo muito mais curto que o previsto, com custos directos para a autoridade. Consequentemente estes custos vão recair sobre os utilizadores através de portagens ou impostos e adicionalmente com constrangimentos rodoviários durante as intervenções de reabilitação. Estes custos tenderão a aumentar, face à escalada do preço do petróleo nos mercados internacionais, os quais recaem directamente no preço do betume e indirectamente nos custos de utilização (combustível) dos equipamentos de obra. Resumindo é fundamental compactar adequadamente as

misturas betuminosas.

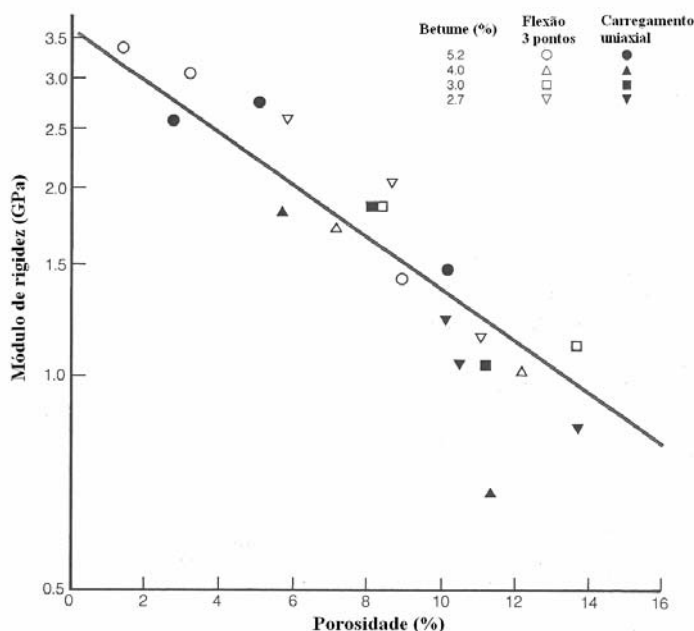


Figura 1.1 – Efeito da porosidade no módulo de rigidez dinâmica – SHELL (1990)

As autoridades rodoviárias, aeroportuárias e portuárias, atentas a este problema, têm vindo a mudar de estratégia ao longo do tempo. Inicialmente controlavam a construção através de “especificações de metodologia”, que consistia na especificação das características dos equipamentos a utilizar e a forma dos utilizar (nº de passagens, ordem de intervenção) e das camadas (temperaturas, espessuras, etc.). Esta forma de controlo impunha grandes exigências à autoridade (técnicos, fiscalização, etc.) e menos ao construtor que apenas teria de cumprir as especificações. Posteriormente na década de 80 as autoridades mudaram para as “especificações de produto final”, as mais utilizadas ainda hoje, que consiste na avaliação da conformidade do produto final com as especificações (porosidade, espessura, regularidade, rugosidade, etc.). Desta forma o ónus da responsabilidade recai sobre o construtor. Relativamente à compactação é exigido normalmente que a porosidade do pavimento não ultrapasse entre 3 a 4% a porosidade definida durante a formulação em laboratório.

Na última década algumas autoridades têm apresentado algumas modificações. Na metodologia anterior o construtor recebe 100% do valor contratado se o produto apresenta as propriedades pretendidas e 0% se não conferem. Este procedimento leva a que na generalidade dos casos o construtor receba o valor total, mesmo quando as características são inferiores, pela gravidade da penalidade potencialmente imposta. Assim algumas autoridades têm apresentado fórmulas de pagamento em função das características, com prémio até 5% ou penalizações até 100%. Na generalidade das fórmulas de pagamento o grau de compactação é uma das variáveis incluídas.

Em obra o processo inicia-se com o transporte da mistura betuminosa da central de produção para a obra, em camiões munidos de isolamento térmico, segue-se o espalhamento e pré-compactação da camada pela pavimentadora com a espessura e largura definidas e finaliza-se com a compactação final dos cilindros. Na

pavimentadora a mistura é descarregada no contentor receptor e transportada da traseira para a frente da máquina por correias transportadoras. Aí a mesa compacta a mistura numa camada com as dimensões e perfil transversal definidos. A mesa pode ser composta por um ou vários mecanismos de compactação que actuam por vibração ou carga estática. A homogeneidade (espessura e compactação) da camada pavimentada é dependente da velocidade da pavimentadora, das temperaturas da mistura e ambiente e da composição da mistura, influenciando o trabalho de cilindramento posterior.

Em seguida os cilindros de rasto liso (estáticos, vibradores, osciladores, de vibração orientada) ou de pneus efectuem passagens sobre a mistura betuminosa com velocidade constante até se atingir o grau de compactação desejado e antes que a mistura arrefeça demasiado. Os vários tipos de cilindros combinam diferentes tipos de acções: estática, dinâmicas (horizontal e vertical) sobre a mistura, alguns com capacidade de modificar os parâmetros durante a execução. No mercado existe uma grande variedade de cilindros de cada categoria com pesos, dimensões e características dinâmicas diferentes. A natureza do trabalho (tipo de mistura, espessura, condições meteorológicas, largura da pavimentadora, tempo disponível para a execução da obra, etc.) condiciona a selecção do número e tipo de cilindros. No entanto, o processo é ainda executado mais com base na experiência do que no saber científico.

Normalmente o procedimento de cilindramento é efectuado em duas ou três fases, designadas de estágios de compactação: inicial (*breakdown*, na terminologia inglesa), intermédio e acabamento (opcional). Nas fases inicial e intermédia o objectivo é compactar a mistura até se obter o grau de compactação mínimo enquanto na última fase se pretende eliminar as marcas do cilindramento, que podem existir no final da fase anterior, pelo menos quando se utiliza o cilindro de pneus na fase intermédia, por forma a se obter uma superfície regular. Dependendo do país e do construtor são utilizadas diferentes combinações de cilindros. Nos EUA é utilizado maioritariamente o cilindro de rasto liso no modo “vibratório” na fase inicial, o cilindro de pneus na fase intermédia e o cilindro de rasto liso no modo “estático” na fase de acabamento. Em Portugal, França e Japão é comum inverter a ordem de utilização anterior do cilindro de rasto liso no “modo vibratório” e o cilindro de pneus, não sendo necessário normalmente proceder à fase de acabamento. Um terceiro modo, alternativo, consiste na utilização de apenas o cilindro de rasto liso nos modos “estático” e vibratório.

Numa primeira fase a maior preocupação com outros temas relacionados com as misturas betuminosas e posteriormente a dificuldade em compreender o processo e a variabilidade de condições (equipamentos, acções e misturas) estão na base desta falta de conhecimento científico. Predominam os estudos do tipo experimental e uma quase completa ausência de estudos racionais. A maior parte dos trabalhos desenvolvidos sobre compactação foram realizados por engenheiros geotécnicos sobre materiais granulares. Deste modo, os estudos existentes dedicados ao tema estudam-no com base nas similaridades entre os materiais granulares/solos e as misturas betuminosas. As misturas betuminosas são constituídas maioritariamente por agregados, partículas granulares, sendo estas que constituem o esqueleto resistente na maioria das misturas betuminosas. No entanto, a existência do betume vem tornar mais complexo o sistema.

Em Chadbourn *et al.* (1998) é indicado que vários estudos sobre a compactação de materiais granulares indicam três meios físicos de atingir a densificação/compactação:

- Reorientação das partículas;
- Fractura das partículas ou ligações entre elas;
- Flexão ou distorção das partículas.

Nos materiais coesivos predomina a distorção e reorientação das partículas. A coesão dificulta a compactação. Nos materiais não coesivos a densificação passa pela reorientação e fractura das partículas. O atrito entre partículas dificulta a compactação. Em ambos, o aumento do teor de água, até um limite, ajuda a diminuir esta resistência.

Nas misturas betuminosas muitos autores acreditam que o comportamento está entre os dois casos, por um lado a densificação por distorção e reorientação das partículas e por outro lado a influência do atrito das partículas granulares.

Num estudo de Figge, citado em Huerne (2004), foi estudada a influência da quantidade de betume na compactabilidade e do qual o autor concluiu que o aumento da quantidade de betume diminui o atrito entre partículas até um certo valor de quantidade de betume, após o qual devido aos vazios de ar presos dentro do betume aumenta a resistência à compactação. Este comportamento é similar ao exibido pelos materiais granulares face ao volume de água, num normal estudo Proctor.

Os investigadores que se têm dedicado a compreender as relações tensão/deformação durante a compactação utilizam/adaptam teorias desenvolvidas para materiais granulares/solos, ainda com pouco desenvolvimento.

Independentemente da quantidade de betume a compactação apenas é possível enquanto o betume apresenta uma baixa viscosidade, função da temperatura da mistura. Apesar das diferentes relações entre temperatura e viscosidade nos diferentes betumes, tanto a experiência de campo como os resultados de investigações mencionam que para temperaturas inferiores a 90°C é muito difícil, senão impossível, atingir uma compactação adequada. Resumindo se não se compactar no período em que a mistura está “disponível” o material irá desempenhar de forma deficiente as suas funções em serviço. Nas estações frias do ano e em camadas de espessuras finas, este período pode ser muito limitado (apenas 10 minutos) pelo que a utilização dos equipamentos adequados, e da forma correcta, é essencial.

Uma das dificuldades adicionais do processo de compactação é a medição da compactação. As variáveis que expressam a compacidade da mistura betuminosa estão relacionadas com a baridade, para a qual não existem ainda metodologias rápidas e precisas. As metodologias actuais precisas são demoradas, não permitindo a correcção das práticas desadequadas no momento, e as instantâneas necessitam de calibrações, nem sempre eficazes.

Uma outra vertente do processo da compactação é a compactação laboratorial. Os processos de compactação laboratorial são fundamentais na formulação da mistura betuminosa (definição das quantidades e tipos de materiais) e na previsão do comportamento em serviço, através da fabricação dos provetes para os ensaios de caracterização mecânica, sem o qual não é possível implementar um sistema de gestão dos pavimentos. Os métodos existentes apresentam dificuldades no fabrico de provetes com características semelhantes, volumétricas e mecânicas, às encontradas nos pavimentos.

Pelas razões apontadas existe espaço para o desenvolvimento de estudos relacionados com a temática da compactação de misturas betuminosas.

1.2 Objectivos

No ponto anterior foi exposto a importância da obtenção de uma compactação eficaz em obra bem como as lacunas existentes no conhecimento actual, as quais originam indirectamente, muitas vezes, o desempenho inadequado dos pavimentos projectados e construídos. Assim o propósito deste trabalho é o incremento do conhecimento relativo à compactação de misturas betuminosas, a quente, discriminado nos seguintes objectivos parcelares:

- Sintetização do conhecimento actual sobre os elementos relacionados com a compactação de misturas betuminosas, em laboratório e em obra;
- Avaliação do processo de compactação em obra;
- Análise da possibilidade de estudar numericamente a compactação de misturas betuminosas;
- Aplicação do modelo numérico a um caso real.

1.3 Organização do trabalho

O trabalho está organizado em seis capítulos. Neste primeiro capítulo, expõem-se algumas considerações gerais sobre a compactação de misturas betuminosas de modo a enquadrar o tema no âmbito da Engenharia de Transportes e a justificar os objectivos propostos apresentados.

No segundo capítulo, sintetizam-se todos os elementos intervenientes no processo da compactação de misturas betuminosas. O papel do tipo de misturas betuminosas, e quantidade dos constituintes, dos meios de compactação em campo e em laboratório e dos efeitos atmosféricos no nível de compactação são criteriosamente discutidos. É dada atenção também à definição da compactação desejada e à forma de a monitorizar.

No terceiro capítulo, descrevem-se e analisam-se os resultados dos ensaios de campo executados com o

objectivo de avaliar a influência de alguns parâmetros no grau de compactação final. A importância do tipo de mistura betuminosa, do número de passagens e do peso do cilindro, do modo de compactação, dos parâmetros dinâmicos dos modos vibratórios e oscilatórios e da temperatura é determinada estatisticamente com modelos de regressão.

No Capítulo 4, começa-se por analisar o tipo de métodos numéricos existentes e quais os que melhor podem representar o problema em estudo: compactação de misturas betuminosas. Após a selecção do Método de Elementos Discretos, os princípios gerais são apresentados. Com base no modelo de modelação definido são percorridas as diversas etapas necessárias à simulação, por ordem: geração da assembleia, definição dos modelos de contacto, condições fronteira e acções, cálculo e finalmente a análise dos resultados. O procedimento é testado primeiro com a mistura betão betuminoso 0/16 mm (BB 0/16) e posteriormente com duas outras misturas com compactabilidades previsivelmente diferentes.

No quinto capítulo, é implementado o modelo numérico a um caso de estudo de compactação em obra. Foi realizado um trecho experimental de forma a controlar a execução e adquirir os dados necessários à sua modelação (evolução da compactação, variação da temperatura, funcionamento dinâmico). A compactação de uma camada de desgaste em BB 0/16 com um cilindro de rasto liso, nos modos “estático” e vibratório, foi simulada numericamente com resultados favoráveis.

Finalmente, no último capítulo, apresenta-se um resumo das principais conclusões obtidas durante o desenvolvimento do trabalho, e são sugeridos alguns pontos relevantes passíveis de uma análise complementar para o prosseguimento do estudo da compactação de misturas betuminosas.

2 - COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS: ESTADO DA ARTE

2.1 Introdução

A compactação, apesar de ser a última fase do processo de construção, é crucial para o desempenho futuro do material. Através deste processo a mistura betuminosa passa de um estado solto para um estado denso, as partículas anteriormente distantes umas das outras passam a estar em contacto entre si. A mistura é arranjada de modo a que o esqueleto de partículas ocupe um volume menor e grande parte do ar expulso. Somente com esta modificação se poderá obter um material que em serviço possa aguentar as cargas sem deformações elevadas.

Neste capítulo, faz-se a apresentação do estado da arte, descrevendo-se de forma detalhada os assuntos relacionados com a temática da compactação de misturas betuminosas. Adicionalmente pretende servir de base científica e justificar a realização do trabalho neste tema, referindo-se os conhecimentos actuais e as lacunas existentes.

Em primeiro lugar, na secção 2.2, introduzem-se as teorias explicativas do processo de compactação ou transformação de um material solto, pouco resistente num material compacto e capaz de resistir às solicitações externas. Diferentes autores consideram diferentes similitudes entre os materiais granulares e as misturas betuminosas.

Em segundo lugar, na secção 2.3, define-se o objectivo “compactação”, o qual está relacionado com o desempenho pretendido para a mistura betuminosa. Existem vários parâmetros habilitados a exprimir a compactação, embora de maneira distinta.

Na secção 2.4 apresentam-se os vários métodos de compactação laboratorial existentes, e utilizados mundialmente, os quais servem de referência, quase sempre, para a compactação realizada em obra. Diferentes métodos geram provetes com características diferentes (porosidade, distribuição, propriedades mecânicas, etc.), comparando-se os métodos com base em diversos critérios.

Na secção 2.5 introduz-se o conceito de compactabilidade de uma mistura betuminosa e os vários métodos empregues ao longo do tempo para a medir. Em seguida analisa-se a forma como as propriedades da mistura e seus constituintes (agregado e betume) influenciam a sua compactabilidade. Por fim refere-se o trabalho FGSV (2004), o qual apresenta expressões de cálculo da compactabilidade e do esforço de compactação para várias misturas a partir das suas características, o qual é utilizado nos capítulos 4 e 5.

Na secção 2.6 descrevem-se os fenómenos físicos que determinam o arrefecimento da camada pavimentada e

as considerações de alguns métodos na previsão do tempo disponível para a compactação.

Na secção 2.7 apresentam-se os métodos laboratoriais e *in-situ* de medição da compactação. O correcto controlo da compactação depende dos métodos utilizados, analisando-se o campo de aplicação de cada um.

Finalmente na secção 2.8 descrevem-se os equipamentos utilizados em obra para a realização da compactação de misturas betuminosas. Primeiro a pavimentadora, indispensável, e o primeiro elemento a participar na tarefa. Em seguida são apresentados e analisados os diversos tipos de cilindros, com o intuito de definir o seu campo de aplicação. Em todos a sua utilização carece ainda de conhecimento científico, referindo-se as mais recentes análises e investigações.

2.2 Teorias da compactação

As teorias da compactação procuram explicar as relações entre as tensões aplicadas pelos compactadores e as deformações observadas, com o objectivo de obter a densificação desejada. Na bibliografia consultada foram encontrados apenas quatro estudos sobre a temática, Huerne (2004), Ferreira (1985), Richards *et al.* (1999) e Kandil (2002). Huerne (2004) defende a aplicação da Teoria dos Estados Críticos (TEC) em substituição da Teoria de Mohr-Colomb (TMC), a qual é defendida por Ferreira (1985) e Nijboer (citado por Huerne), enquanto que Richards *et al.* (1999) defende a aplicação da Teoria da Consolidação (TC) que por sua vez é considerada inadequada por Kandil (2002). Todas estas teorias foram desenvolvidas inicialmente para os solos e materiais granulares. De seguida apresentam-se as várias teorias e as razões que levam cada autor a justificar a sua aplicabilidade às misturas betuminosas.

TEC Vs TMC

É bem conhecido que os materiais granulares quando solicitados exibem um comportamento elasto-plástico, isto é, até ao ponto de carregamento máximo histórico exibem um comportamento elástico e a partir desse valor um comportamento plástico. Para atingir a compactação é necessário introduzir deformações plásticas (não reversíveis), levando a mistura de um estado solto a um estado compacto. Esta mudança no esqueleto sólido introduz, tal como referido anteriormente, um aumento de resistência. Nas misturas betuminosas existe adicionalmente uma componente viscosa devido ao betume. Huerne (2004), citando Figge, indica que a mistura betuminosa à medida que sofre deformações (compactação) aumenta a sua resistência e para o mesmo cilindro, durante a compactação, esta vai apresentar um rácio entre deformações elásticas e plásticas progressivamente maior com a evolução da compactação, tal como ilustrado na Figura 2.1. A componente viscosa mantém a sua importância ao longo do processo.

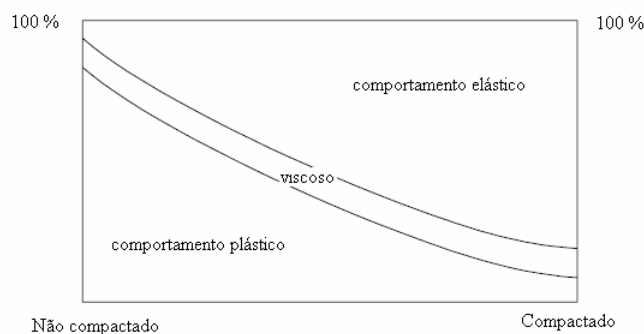


Figura 2.1 – Comportamento reológico da mistura betuminosa durante a compactação – Huerne (2004)

Em ambas as teorias é considerado que o material quando solicitado com tensões que provoquem a ruptura sofre variações de volume. A diferença entre as duas teorias está na forma como a trajectória de tensões leva à ruptura com densificação. Na TMC é considerado que independentemente da trajectória de tensões haverá:

- Adensamento, se a densificação é fraca;
- Expansão (dilatância) se a densificação é elevada.

Desta forma, a compactação é o processo contínuo de rupturas, enquanto a baridade for menor que a baridade crítica (aquela que conduz ao fenómeno de dilatância). Na Figura 2.2 ilustra-se a ruptura da envolvente E_1 , com aumento da baridade de ρ_1 para ρ_2 , a qual continuará a aumentar até atingir ρ_{dc} , a máxima possível com este cilindro. Segundo esta metodologia estando definida a envolvente máxima de Mohr-Colomb obtém-se a baridade máxima passível de ser atingida com esse cilindro.

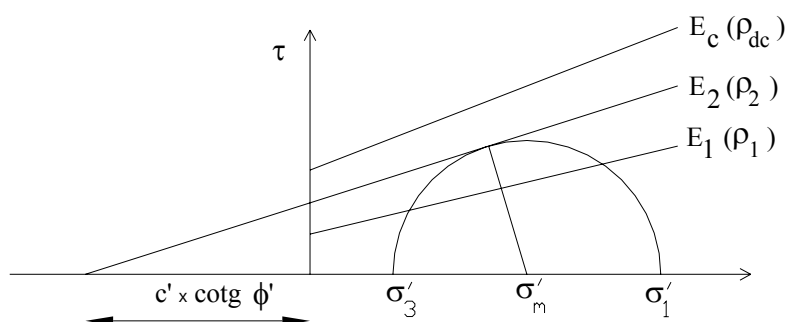


Figura 2.2 - Envolventes de Mohr-Colomb – Ferreira (1985)

Nijboer, citado em Huerne (2004), adiciona uma variável à TMC com o objectivo de incorporar o comportamento viscoso das misturas betuminosas. Neste caso a tensão de corte máxima relaciona-se com as tensões normais de acordo com a expressão (2.1), representado graficamente na Figura 2.3.

$$\tau_{\max} = c' + \eta + \sigma'_m \times \sin(\phi') \quad (2.1)$$

Em que:

- $\tau_{\max}$ – tensão tangencial máxima
- c' – coesão
- σ'_m – tensão normal média
- Φ' – ângulo de atrito
- η – viscosidade

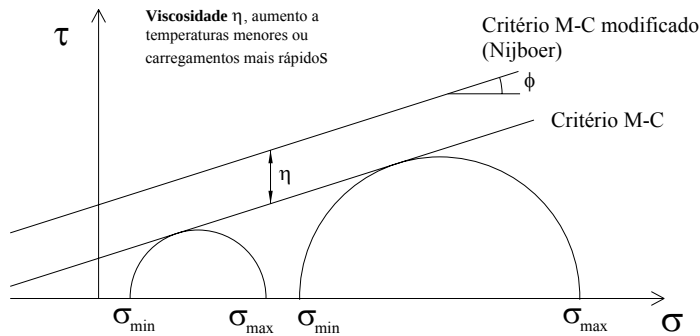


Figura 2.3 – TMC adaptada por Nijboer para misturas betuminosas – Huerne (2004)

Em Huerne (2004), é criticada esta teoria pois segundo este autor o modo de ruptura subjacente à teoria de Mohr-Colomb, corte, não é o que realmente acontece em obra. Segundo a TMC é excluída a hipótese de variação de volume por um estado de tensão isotrópico ou próximo deste. O autor refere que em estudos anteriores verificou que o estado de tensão imposto por cilindros de rasto liso estáticos é mais próximo do isotrópico, inviabilizando desta forma a utilização do modelo referido. Assim utilizou um modelo desenvolvido para materiais granulares que utiliza uma superfície limite de ruptura completa (fechada), ao contrário da superfície de Mohr-Colomb, possibilitando que exista ruptura para qualquer estado de tensão desde corte puro a isotrópico. Na Figura 2.4 são ilustradas diferentes envoltentes de ruptura utilizadas por diferentes autores para materiais granulares.

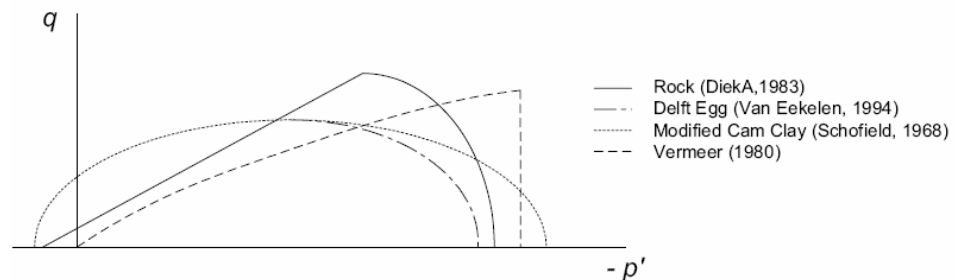


Figura 2.4 – Diferentes formas da superfície de ruptura – Huerne (2004)

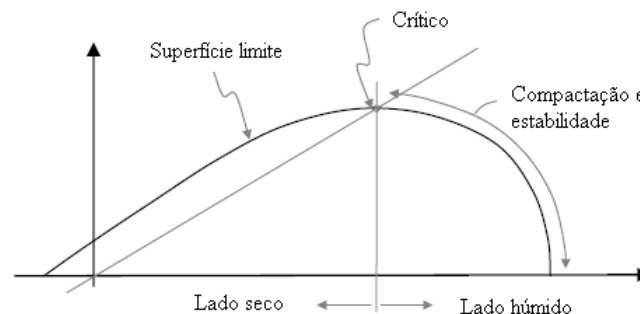
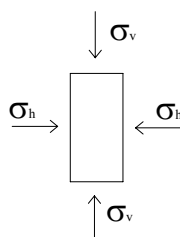


Figura 2.5 – Superfície limite na TEC – Huerne (2004)

Dentro da superfície apenas existem deformações elásticas, e sempre que existe ruptura existem deformações plásticas que serão tanto maiores quanto maior a variação da superfície de ruptura. Este método desenvolvido na Universidade de Cambridge permite duas considerações relativamente à deformação

plástica, razão entre deformação por corte e deformação volumétrica, dependendo da adopção da superfície de potenciais de deformação ser considerada associada ou não à superfície de ruptura. O autor considerou uma superfície de potencial coincidente com a superfície de ruptura, mais simples em termos de cálculo e com menor número de parâmetros necessários, implicando que a direcção da deformação seja perpendicular à superfície de ruptura. Desta forma pela observação geral das superfícies mais comuns, várias superfícies consoante o tipo de materiais, de acordo com o ilustrado na Figura 2.5, verifica-se que na zona à esquerda do ponto máximo (ponto crítico CSL – ponto em que a ruptura se dá sem variação de volume) se houver ruptura existe aumento de volume (descompactação) e à direita compactação, o que está de acordo com os princípios defendidos anteriormente pelo autor. Com a compactação a envolvente expande-se de forma a permitir a ocorrência de apenas deformações elásticas até tensões maiores, enquanto que com a descompactação a envolvente reduz-se pela razão oposta.

Segundo os investigadores que desenvolveram o modelo, a ruptura à esquerda de CSL pode ser observada em solos sobreconsolidados (fenómeno de dilatância) enquanto à direita é observado em solos pouco ou nada sobreconsolidados. Em Huerne (2004) é referido que no caso de misturas betuminosas a ruptura à esquerda de CSL acontece quando a relação cilindro/mistura é desadequada, com aumento do volume em vez da desejada compactação. O autor não explica o fenómeno, mas este compreende-se na medida em que perante uma mistura pouco consistente (temperatura alta, excesso de betume, etc.) ou no caso de um cilindro com uma carga linear estática muito elevada não é possível criar um estado de tensão tendente à desejada compactação. Dito de outro modo, a mistura não consegue criar confinamento lateral originando que a tensão desviatória q seja muito mais elevada. Na Figura 2.6 é ilustrado o estado de tensão de um elemento infinitesimal debaixo do rolo. O cálculo das tensões p e q é dado pelas expressões (2.2) e (2.3), considerando um estado de tensão axissimétrico.



$$p = \frac{\sigma_v + \sigma_h + \sigma_h}{3} \quad (2.2)$$

$$q = (\sigma_v - \sigma_h) \quad (2.3)$$

Figura 2.6 – Cálculo da tensão desviatória q e isotrópica p

À direita de CSL, pelo contrário, pelo facto de as deformações laterais serem baixas é possível criar um estado de tensão em que a tensão desviatória é baixa e logo prossegue-se a compactação.

Pode-se verificar que a menos que se considere uma linha de potenciais muito diferente, caso este conceito geral fosse aplicado à TMC, as deformações seriam sempre no sentido do aumento de volume.

Teoria da Consolidação (TC)

A aplicação desta teoria tem como princípio a comparação entre a compactação de misturas betuminosas e a compactação de solos finos saturados. É considerada a compactação de misturas betuminosas mais como um problema de fluxo de fluido do que a simples reorientação de partículas como na compactação de materiais granulares. Os autores desta teoria defendem que a comparação entre misturas betuminosas e materiais granulares é errada, visto que a mudança da água pelo betume na mistura altera completamente o comportamento durante a compactação. O comportamento visco-elástico do betume e dependência relativamente à temperatura e duração e magnitude da carga aplicada, a não saturação dos materiais granulares e a diferença de viscosidade entre os dois ligantes são os argumentos de base para a teoria.

Segundo os autores, nas misturas betuminosas as partículas de agregado suspensas na fase de betume são reorientadas à medida que o betume flui pela acção dos compactadores. O procedimento termina quando as partículas estiverem em contacto umas com as outras, atingindo-se o equilíbrio entre as forças internas e externas. Na Figura 2.7 e na Figura 2.8 é ilustrada a posição dos elementos na mistura, respectivamente, antes e depois da compactação, assinalando-se os movimentos do betume e do ar de modo a se formarem os contactos entre as partículas de agregado.

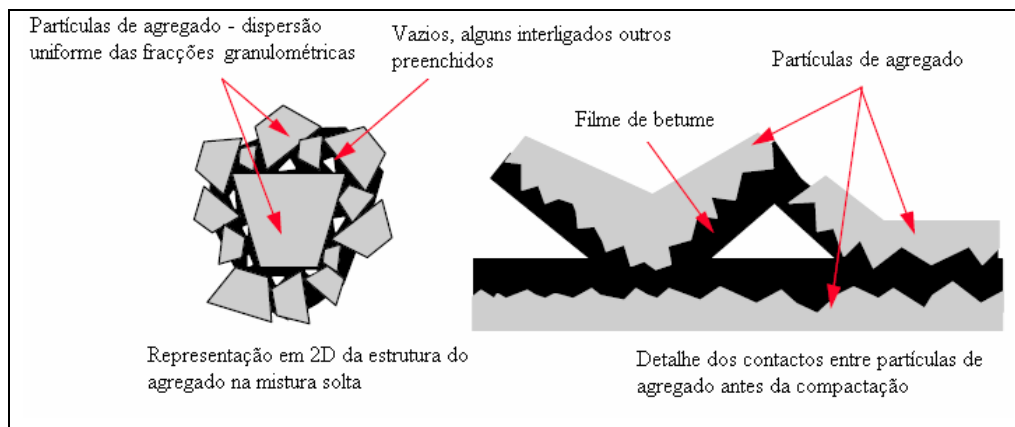


Figura 2.7 – Esquema da estrutura da mistura betuminosa antes da compactação final – Richards *et al.* (1999)

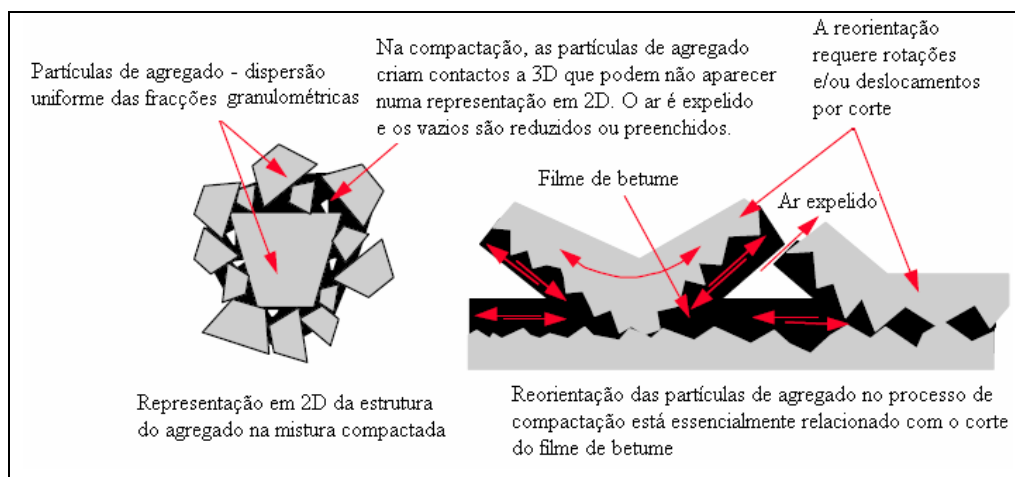


Figura 2.8 – Esquema da estrutura da mistura betuminosa após a compactação final – Richards *et al.* (1999)

A teoria da consolidação é aplicada universalmente nos casos de consolidação de solos finos, argilas ou siltes. Nestes solos saturados, a consolidação é obtida através do fluxo de fluido, água, dependendo esta de inúmeros factores como sejam a história de carregamentos, tamanho dos poros, carga aplicada, etc. Uma das características deste tipo de solos é o atraso entre a compactação e a aplicação da carga devido ao Princípio de Terzaghi, ou seja a criação de excesso de pressões neutras, quando uma carga elevada é aplicada suficientemente rápida para não deixar que o fluido se escoe pelos poros. Na Figura 2.9 é apresentado um modelo mecânico representativo das várias fases do processo de consolidação.

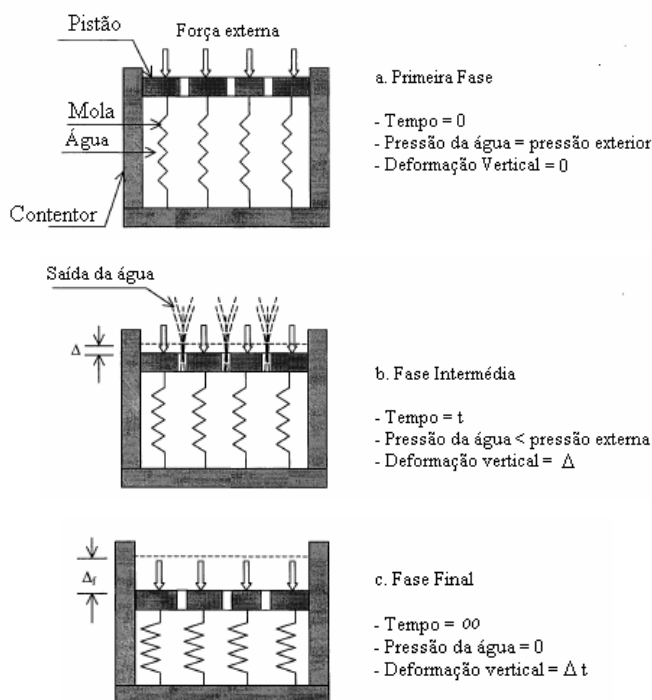


Figura 2.9 – Modelo mecânico do processo de consolidação – Kandil (2002)

Na década de 50 foi desenvolvido pelo *Road Research Laboratory* de Londres, citado em Kandil (2002), um modelo matemático para o cálculo do assentamento ao longo do tempo, baseando-se nos seguintes pressupostos:

- Solo homogéneo e saturado;
- Coeficiente de permeabilidade constante durante todo o processo de consolidação;
- Validade da Lei de Darcy;
- Variação de volume apenas pelo fluxo de água dos poros sob o efeito da carga externa;
- Deformação apenas segundo a direcção vertical.

O assentamento (compactação) do solo no instante t após o carregamento é dado pela expressão (2.4).

$$S = m_v \times \Delta\sigma \times H \left[1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{N=0}^{\infty} \left(\frac{1}{(2N+1)^2} e^{-(2N+1)^2 \frac{\pi^2}{4} \frac{C_v t}{H^2}} \right) \right] \quad (2.4)$$

$$m_v = \frac{\Delta e}{\Delta\sigma} \frac{1}{(1 + e_0)} \quad (2.5)$$

$$C_v = \frac{k}{\gamma_w m_v} \quad (2.6)$$

Em que:

- S – assentamento no instante t
- m_v – coeficiente de variação de volume
- Δe – variação da porosidade pela variação na pressão $\Delta \sigma$
- e_0 – porosidade inicial
- H – espessura da camada a consolidar
- C_v – coeficiente de consolidação
- γ_w – peso volúmico da água
- N – n.º da camada

A ideia da aplicação da teoria da consolidação na compactação de misturas betuminosas foi desenvolvida por os autores terem verificado que os cilindros actuais conduzem correntemente a problemas em obra, como sejam a fissuração e deformações exageradas. Tendo em conta os problemas encontrados e as semelhanças já descritas com os solos finos saturados os autores formularam a teoria que de seguida se descreve.

As misturas betuminosas devido ao comportamento visco-elástico se solicitadas com cargas elevadas e rápidas o seu módulo de deformabilidade será muito mais elevado do que quando solicitado por cargas baixas e lentas, e mesmo a temperaturas elevadas a resposta será mais elástica que viscosa. Este é para o autor um fenómeno que pode ser comparado com a criação de excessos de pressões neutras em solos finos saturados o qual impede a compactação imediata, pois os cilindros com os pesos elevados e pequenas áreas de contacto criam tensões muito elevadas que originam um aumento do módulo do betume, dificultando o fluxo de betume e logo a compactação. Além disso, o aumento da rigidez do betume aliado às forças horizontais criadas à frente e atrás dos rolos do cilindro originam muitas vezes fissuração transversal, tal como representado na Figura 2.10, que segundo alguns estudos não conseguem ser fechadas pelos cilindros de pneus, ao contrário do que muitos advogam devido ao efeito *kneading*, na terminologia anglo-saxónica. Na secção 2.8 são detalhadas as acções de cada tipo de cilindro.

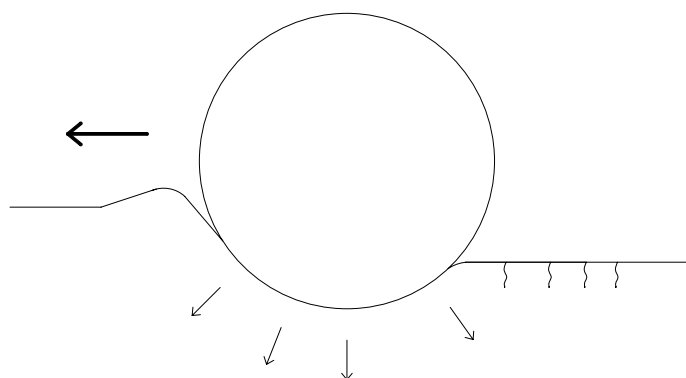


Figura 2.10 – Compactação por cilindros de rasto liso estático – Richards *et al.* (1999)

Tendo em atenção a teoria apresentada, o autor e a sua equipa desenvolveram um protótipo de um compactador “simpático” para a compactação das misturas betuminosas. Actualmente existe já uma segunda versão do protótipo, encontrando-se disponível para comercialização com a designação comercial HIPAC. Este compactador consegue segundo o autor suprir grande parte das desvantagens dos compactadores

tradicionais, nomeadamente com:

- Área de contacto elevada (3 m^2);
- Carga baixa;
- Forças horizontais mínimas e elevado confinamento;
- Arrefecimento mais lento devido ao cinto de borracha.



Figura 2.11 – Compactador HIPAC – Richards *et al.* (1999)

Segundo os princípios defendidos em Ferreira (1985) pode contestar-se este tipo de compactador pois em materiais granulares a compactação com carga constante conduz a uma estrutura anisotrópica, menos eficaz. Os outros cilindros pela sucessão de passagens e efeito de amassadura (*kneading*) provocam uma estrutura mais eficaz.

Kandil (2002), no âmbito do seu trabalho de doutoramento analisou a aplicabilidade da formulação matemática da teoria da consolidação ao processo de compactação de misturas betuminosas tendo concluído que não era adequada pelos seguintes motivos:

- O comportamento dos solos finos saturados é independente da temperatura ao contrário das misturas betuminosas;
- O coeficiente de permeabilidade não é constante ao longo do processo de compactação, enquanto que a formulação assume a constância do coeficiente;
- A variação de volume é considerada apenas com base no fluxo de fluido, enquanto que na compactação de misturas betuminosas a reorientação e movimento de partículas é também muito importante.

O comportamento das misturas betuminosas devido à presença do betume, material visco-elasto-plástico, dependente da temperatura e do nível de carga, tem também um comportamento visco-elasto-plástico. Dependendo da temperatura e carregamento o comportamento poderá variar de perfeitamente elástico a perfeitamente viscoso. Na Figura 2.12 ilustram-se os diferentes tipos de comportamento reológico.

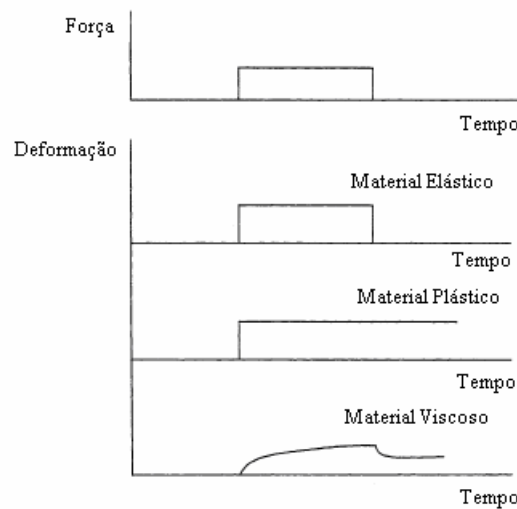


Figura 2.12 – Relação tensão/extensão para materiais elástico, plástico ou viscoso – Kandil (2002)

Kandil aproveitou este comportamento já amplamente estudado para temperaturas de serviço e tentou aplicá-lo ao estudo da compactação. O teste utilizado para estudar este comportamento é normalmente o *Creep test* – Teste de Compressão Uniaxial Estático, onde o provete cilíndrico é comprimido axialmente sob tensão constante. Na Figura 2.13 é possível visualizar as diversas parcelas de deformação apresentadas durante o ensaio.

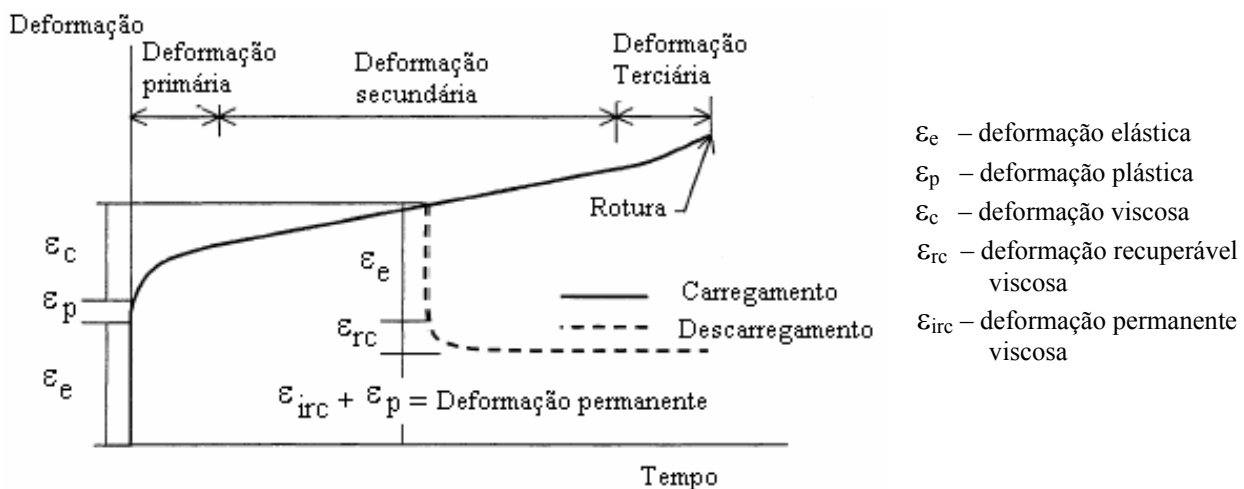


Figura 2.13 – Curva tensão/extensão típica de um *Creep test* – Kandil (2002)

Durante o teste é possível obter 4 tipos de deformações: elástica, plástica, visco-elástica e visco-plástica. Durante a compactação o material apresenta uma temperatura elevada, baixa resistência e densidade, assumindo assim uma maior importância as extensões visco-plásticas e plásticas. Depois de cada ciclo de carga (passagem de cilindro) as deformações visco-elásticas e elásticas são recuperadas enquanto as restantes fazem parte da deformação final permanente que se traduz na prática pela compactação. Ensaando provetes com diferentes baridades para diferentes níveis de tensão, tempo de carregamento e temperatura de ensaio, Kandil tentou correlacionar as deformações obtidas com as baridades obtidas em obra após cada passagem de um cilindro.

No final os modelos apresentam uma precisão notável. No entanto, o estudo tem alguns pontos criticáveis como sejam:

- O carregamento imposto pelos compactadores em cada passagem não é semelhante ao carregamento no *creep test* (inexistência de forças horizontais, efeito *kneading*, etc.);
- Determinação de tensões e áreas de carregamento pouco clara.

De acordo com o descrito não existem consensos sobre a forma como os cilindros originam deformações com as forças geradas. As misturas betuminosas apresentam um comportamento bastante mais complexo que os materiais granulares, apesar de compostas por mais de 80% de agregados (em volume). A simples adaptação de modelos teóricos desenvolvidos para campos de aplicação (materiais, tensões) bem definidos pode não ser a melhor metodologia para a compreensão da compactação de misturas betuminosas, pelo que são necessárias novas abordagens a esta problemática.

2.3 Definição do objectivo “compactação”

Durante a compactação, tal como foi referido anteriormente, as partículas de agregado revestidas de betume/mastique são pressionadas umas contra as outras, os vazios reduzem-se e a baridade da mistura betuminosa aumenta. Esta modificação é importante porque aumenta a área de contacto entre as partículas e o atrito interno, impermeabiliza a mistura betuminosa e diminui a possibilidade de compactação pelo tráfego que consequentemente geraria irregularidade transversal da plataforma de circulação. Para a grande maioria das misturas betuminosas, excepção às misturas do tipo drenante, pretende-se que sejam impermeáveis, especialmente se constituírem a camada superficial, de desgaste. Se o ar e a água puderem circular no seu interior vão acelerar o envelhecimento do betume, aumentando a sua fragilidade, possibilitar a quebra do revestimento dos agregados pelo betume, submeter a acções de gelo/degelo (não determinante na maioria das regiões em Portugal) e ainda aumentar o teor de humidade dos materiais granulares, diminuindo a capacidade de suporte da fundação do pavimento. O objectivo da compactação é, resumindo, diminuir a porosidade na mistura betuminosa de modo a optimizar o seu comportamento mecânico.

As misturas betuminosas, dependendo das restantes características, apresentam um comportamento dependente da porosidade semelhante ao ilustrado na Figura 2.14, extraído do Manual do Asphalt Institute. Se por um lado um valor elevado provoca a degradação, pelos motivos apresentados atrás, por outro, um valor muito pequeno, menor que 3% geralmente, pode originar deformações permanentes, por fluência, e exsudação de betume, também indesejáveis.

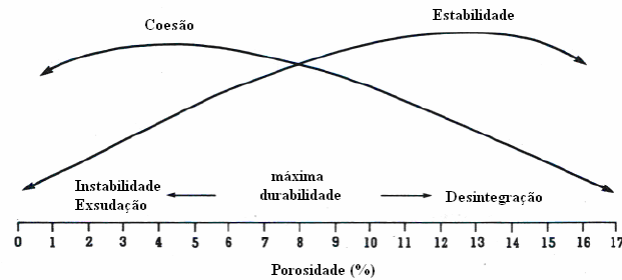


Figura 2.14 – Durabilidade da mistura betuminosa *versus* porosidade – AI (1989)

O intervalo adequado para a porosidade é avaliado durante o processo de formulação da mistura betuminosa. O método deverá permitir prever o comportamento da mistura durante o período de vida útil, para o qual há necessidade de fabricar provetes de ensaio que reproduzam o mais possível as condições em obra.

Quanto ao elemento representativo da compactação na mistura betuminosa são utilizados dois elementos: a porosidade e o *VMA* (volume de vazios na mistura de agregado compactada). Na Figura 2.15 é ilustrada uma fracção da mistura betuminosa e a composição dos diversos componentes. O mais referido é a porosidade, embora existam autores que advogam a utilização do *VMA*, expressão (2.7). Powell & Leech (1987), Huerne (2004) defendem que é o *VMA* que traduz a proximidade pretendida para a estrutura do agregado, da qual depende na maioria das misturas a resistência às deformações permanentes. Além disso a porosidade está dependente da quantidade de betume, o que pode ser enganador tal como se ilustra na Figura 2.16. Verifica-se que o aumento da quantidade de betume aumenta a baridade e diminui a porosidade sem alterar o *VMA*.

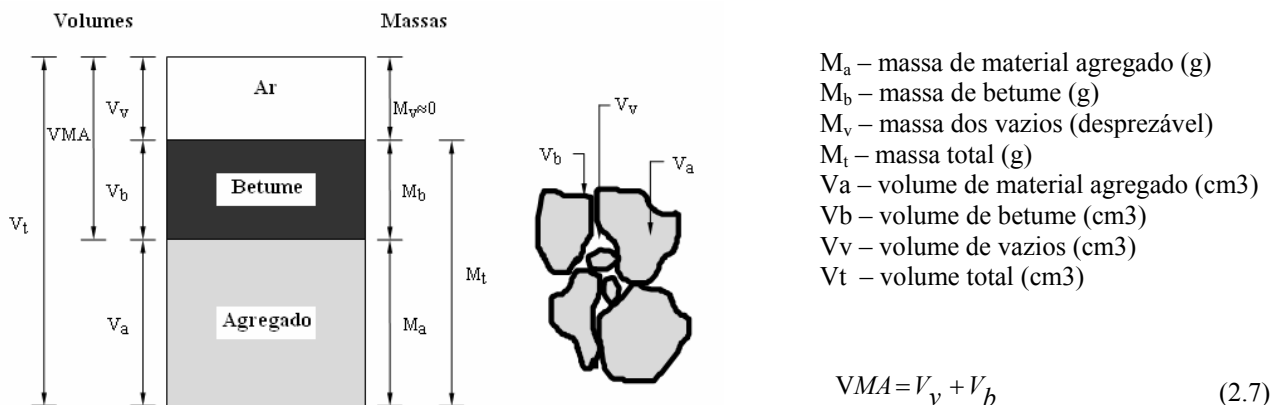


Figura 2.15 – Composição de uma amostra de mistura betuminosa compactada – Branco *et al.* (2005)

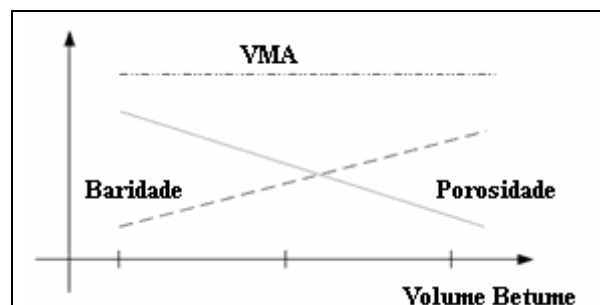


Figura 2.16 – Variação da baridade e da porosidade com o volume de betume para *VMA* constante – Huerne (2004)

Partindo do pressuposto, primeiro que a mistura betuminosa é formulada de forma adequada e segundo que as quantidades de agregado e betume são respeitadas durante o fabrico da mistura a avaliação por um ou outro parâmetro, os quais até são interdependentes, é irrelevante. A variação a acontecer traduz-se necessariamente numa variação das propriedades mecânicas da mistura as quais necessitam de análise posterior.

A forma de especificar a compactação adequada em obra é também objecto de discussão. Com a transferência do tipo de exigência de metodologia para produto final, nos anos 80, as autoridades e/ou donos de obra tiveram que definir os limites mínimo e máximo para a compactação, do qual depende a aceitação do trabalho executado ou a penalização/prémio ao construtor. A maioria utiliza o Grau de Compactação (Gc), rácio entre a baridade da mistura betuminosa final e a de referência. Diferentes autores defendem diferentes referências. Foram encontradas as seguintes: baridade dos provetes compactados em laboratório (mais utilizada), baridade máxima teórica e baridade do trecho experimental. Outra alternativa considerada é a Percentagem da Baridade de Recusa (PRD), na terminologia anglo-saxónica *Percentage Refusal Density*, com conceito semelhante ao grau de compactação e baridade de referência obtida com o ensaio de recusa ao adensamento. Por último, as recentes normas europeias aceitam também o controlo com base na porosidade (n), estabelecendo limites mínimos e máximos. Resumindo, podem ser utilizados o grau de compactação, expressões (2.8) a (2.10), a percentagem da baridade de recusa, expressão (2.11), e a porosidade, expressão (2.12).

$$Gc_{cl} = \frac{\rho_{mb}}{\rho_{cl}} \times 100 \quad (2.8)$$

$$Gc_{mt} = \frac{\rho_{mb}}{\rho_{max}} \times 100 \quad (2.9)$$

$$Gc_{te} = \frac{\rho_{mb}}{\rho_{te}} \times 100 \quad (2.10)$$

$$PRD = \frac{\rho_{mb}}{\rho_{rec}} \times 100 \quad (2.11)$$

$$n = \frac{\rho_{max} - \rho_{mb}}{\rho_{max}} \times 100 \quad (2.12)$$

Em que:

- Gc_{cl} – grau de compactação com baridade de referência ρ_{cl} (%)
- Gc_{mt} – grau de compactação com baridade de referência ρ_{max} (%)
- Gc_{te} – grau de compactação com baridade de referência ρ_{te} (%)
- ρ_{mb} – baridade da mistura final (g/cm^3)
- ρ_{cl} – baridade da mistura de referência compactada em laboratório (g/cm^3)
- ρ_{max} – baridade máxima teórica da mistura (g/cm^3)
- ρ_{te} – baridade da mistura compactada em trecho experimental (g/cm^3)
- ρ_{rec} – baridade da mistura compactada à recusa (g/cm^3)
- PRD – índice PRD (%)
- n – porosidade (%)

A norma europeia EN12697-5 (2002) prevê que a baridade máxima teórica possa ser determinada por um dos seguintes procedimentos: volumétrico; hidrostático; matemático.

Os compactadores mais utilizados nos métodos de formulação da mistura betuminosa são o Marshall, o giratório e o *kneading* para provetes circulares, que estão associados aos métodos de formulação, respectivamente, Marshall, SUPERPAVE e Hveem. A baridade dos provetes compactados em laboratório depende do compactador utilizado na formulação da mistura. Para o ensaio de recusa ao adensamento inicialmente apenas era utilizado o compactador vibratório, mas actualmente a norma europeia EN12697-9 (2002) prevê também a utilização do compactador giratório. As condições de utilização são no entanto diferentes. Com o compactador vibratório são recompactados os carotes inteiros extraídos do pavimento enquanto com o compactador giratório podem-se compactar espécimes de mistura betuminosa solta obtidos de provetes moldados em laboratório, compactados em campo ou ainda de mistura solta obtida da central de produção.

Os provetes compactados em laboratório, com qualquer dos compactadores, devem representar as condições de serviço do material. De outro modo, a compactação induzida pelo compactador deve ser similar à induzida pela soma da compactação de obra durante a execução (primária) e da acção dos veículos pesados (tráfego) no período de vida útil (secundária). De preferência esta última parcela deverá ser pequena de modo a não existir irregularidade transversal. Desta forma em laboratório a mistura betuminosa pode ser analisada nas condições reais de serviço. Segundo Brown (1990) é difícil, com as técnicas e equipamentos correntes, obter baridades maiores que as medidas nos provetes fabricados em laboratório. Desta forma é definido por diversas autoridades em todo o mundo a exigência de um grau G_{ccl} mínimo entre 95 e 98%. Em Portugal a EP – Estradas de Portugal define o grau de compactação mínimo igual a 97%, JAE (1998). De modo a eliminar a influência das diferenças entre a mistura formulada e a produzida em central a baridade de referência deverá ser determinada com amostras da mistura produzida no dia da pavimentação. Actualmente este é o procedimento mais utilizado mundialmente.

Das restantes especificações alternativas do grau de compactação, a menos utilizada e mais criticada é a utilização da baridade do trecho experimental como referência. No trecho experimental avalia-se a exequibilidade da pavimentação de uma determinada mistura betuminosa em determinadas condições de temperatura e espessura da camada e equipamentos de espalhamento e compactação. Comprova-se ser possível compactar de forma adequada a mistura nas condições previstas. As autoridades correntemente especificam para o trecho experimental um grau de compactação G_{ccl} mínimo e para o resto da obra uma percentagem mínima da baridade média obtida no trecho experimental, G_{cte} . A alteração da mistura produzida determina a realização de um novo trecho experimental, com custos elevados. Segundo Brown (1990) a aplicação de “dupla especificação” pode contribuir para obtenção de baridades finais fracas e exige um controlo muito apertado da construção do trecho experimental. É mais simples especificar em obra uma percentagem mínima da baridade dos provetes compactados em laboratório ou da baridade máxima teórica.

A especificação da compactação mínima pela porosidade ou pela baridade máxima teórica (G_{cmt}) é muito semelhante uma vez que a grande vantagem apontada à segunda metodologia é o cálculo simples da

porosidade, Brown (1990), Franklin (1997). Para uma especificação de $G_{c_{mt}}$ mínimo igual a 93 % equivale a especificar uma porosidade máxima de 7%. Segundo Brown (1990) é importante que o ensaio de determinação da baridade máxima seja feito com a mistura betuminosa utilizada em obra e se moldem provetes em laboratório para previsão da porosidade após a compactação secundária. Relata que existiram casos em que os construtores aumentaram a quantidade de betume e/ou filer de modo a diminuir a porosidade, não precavendo as implicações sobre a porosidade em serviço. Franklin (1997) refere também que o efeito psicológico associado a $G_{c_{cl}}$ é positivo, ao contrário de $G_{c_{mt}}$, porque os construtores acreditam ser possível atingir os 100% enquanto no segundo caso é impossível. Já a referência à independência relativa ao método de compactação laboratorial e técnicas de ensaio associadas como uma vantagem, não se partilha da mesma opinião pois a aprovação da formulação da mistura depende sempre da avaliação da porosidade em serviço, a qual só é possível por métodos laboratoriais. Por outro lado, a maior desvantagem associada a estas duas metodologias é a não existência de um valor comum de especificação para todas as misturas betuminosas. Para cada mistura betuminosa é necessário especificar um $G_{c_{mt}}$ mínimo ou uma porosidade máxima.

Nos anos 80, no Reino Unido, quando houve a transição das especificações de metodologia para produto final, as misturas betuminosas ainda eram formuladas por métodos do tipo “receita”. Desta forma apareceu o método do ensaio de recusa ao adensamento executado com o compactador vibratório em carotes extraídos do pavimento, previamente aquecidos à temperatura de compactação adequada. Desta forma existia um controlo da porosidade final da mistura em obra e prevista após a acção do tráfego. Segundo Powell & Leech (1987) o ensaio conduzido sob a mistura solta, recolhida em obra, conduz a baridades 1,5 a 3% inferiores às obtidas com carotes da camada compactada. Os equipamentos de obra conduzem a uma distribuição da estrutura do agregado diferente da produzida pelo compactador laboratorial. Desta forma pode controlar-se a compactabilidade da mistura em obra e a mistura produzida em comparação à formulada. As investigações dos mesmos autores permitiram concluir que os provetes com igual composição e diferentes baridades iniciais são compactados com igual baridade final e provetes com igual composição de agregado e diferentes volumes de betume são compactados com igual VMA final. Os resultados indicam que a compactação com esta técnica permite atingir a máxima baridade sem degradação da estrutura de agregado. Os autores especificam que deverá ser garantido um mínimo de 95% *PRD* para misturas densas enquanto Woodside & Mckibbin (1987) fixam em 93,5% *PRD* médio com 91% *PRD* mínimo absoluto. Loveday (1987) critica o método, uma vez que a duração mínima do ensaio, estimada em 3 dias, é incompatível com os prazos de execução das obras usuais. Actualmente, para as misturas não formuladas por métodos do tipo “receita” as autoridades aconselham a utilização do método em casos em que a compactação secundária pode ser importante, isto é, em estradas com um volume de tráfego pesado previsto muito elevado, Hodges (2002).

Todos os autores consultados crêem que qualquer dos métodos é adequado desde que se cumpram as indicações apontadas.

2.4 Compactação laboratorial

2.4.1 Processos de compactação laboratorial

Até ao momento apenas se referiu que existem vários métodos de compactação laboratorial utilizados para a determinação da baridade de referência, os mesmos da formulação da mistura betuminosa quando utilizada a baridade dos provetes compactados em laboratório. A forma como estes métodos de compactação laboratorial influenciam as propriedades da mistura é importante pois é utilizada correntemente quer para a avaliação das propriedades mecânicas do pavimento quer como elemento padrão para comparação das características obtidas em obra. Assim de seguida são apresentados os compactadores laboratoriais mais utilizados e posteriormente uma pequena discussão em torno das capacidades de cada um em fabricar provetes semelhantes aos de obra.

Compactador de impacto – Marshall

O compactador por impacto, designado correntemente por compactador Marshall, foi desenvolvido nos anos 30 do século XX por Marshall com base na modificação do compactador Proctor, utilizado por Hubbard e Field na compactação de misturas betuminosas. Devido à elevada difusão do método de formulação empírico Marshall a nível mundial é ainda hoje o método de compactação laboratorial mais utilizado.

O procedimento consiste em compactar por impacto uma amostra de mistura betuminosa num molde, com diâmetro interior de $101,6 \pm 0,1$ mm, através da queda de uma massa deslizante (4550 ± 20 g) a altura fixa (460 ± 3 mm) num determinado número de vezes (25, 50, 75 ou 100) em cada topo do provete. Este método aplica-se a misturas betuminosas com máxima dimensão do agregado até 22,4 mm. A recente normalização europeia de misturas betuminosas, EN12697-30 (2004), inclui este método com o propósito da formulação (metodologia empírica), medição da compactabilidade e obtenção da baridade de referência. Antes da normalização o procedimento podia ser manual ou automático enquanto agora apenas é aceite a compactação de forma automática.

O método permite apenas uma pequena reorientação do agregado e por vezes provoca mesmo degradação. É consensual na comunidade científica que não é um método adequado de simulação da compactação em obra.



Figura 2.17 – Compactador por impacto – CONTROLS (2005)

Compactador giratório

Com este equipamento a mistura betuminosa é compactada pela combinação de uma carga vertical estática e uma acção de corte originada pelo movimento de rotação imposto ao molde, com inclinação vertical de um ângulo pequeno, segundo o seu eixo vertical, descrevendo uma superfície cónica de revolução, de acordo com o ilustrado na Figura 2.18. Conforme a carga aplicada, ângulo do molde e velocidade de rotação a mistura betuminosa é compactada de forma distinta para o mesmo número de rotações. É o método de compactação laboratorial utilizado no método de formulação SUPERPAVE e normalizado na Europa pela EN12697-31 (2004), prevendo a sua utilização na avaliação da compactabilidade e da baridade de referência (normal e recusa) e na preparação de provetes para ensaios de caracterização mecânica.

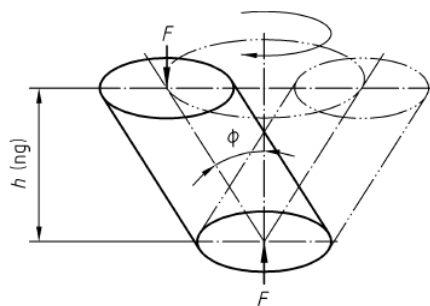


Figura 2.18 – Princípio de actuação do compactador giratório – EN12697-31 (2004)

O compactador giratório, apesar da sua longa história, apenas conseguiu notoriedade nos últimos 15 anos. O primeiro modelo, manual, designado de Compactador Giratório do Texas, foi criado por elementos do Departamento de Estradas do Texas e normalizado em 1946, Harman *et al.* (2002). Nos anos 60 e 70, o LCPC criou um modelo automático a partir do compactador giratório do Texas, designado de Prensa de Corte Giratório, Moutier (1982). Enquanto no primeiro modelo o ângulo do molde e a velocidade eram elevados, respectivamente 6° e 60 rpm, provocando uma compactação rápida em 15 a 18 rotações, no segundo estes parâmetros foram reduzidos para 1,25° e 6 rpm e carga fixa em 600 kPa. No início dos anos 90, nos EUA, no âmbito do programa SHRP, o compactador foi otimizado para o método de formulação SUPERPAVE, especificando o ângulo do molde, a velocidade de rotação e a carga estática, respectivamente, em 1,25°, 30 rpm e 600 kPa. O número de rotações a que o provete é sujeito depende do objectivo e da classe de tráfego da estrada. O modelo mais recente, normalizado na Europa, com base na experiência de que equipamentos de diferentes fabricantes geram compactações diferentes apesar de especificarem os parâmetros com igual valor, a norma EN12697-31 (2004) define um procedimento de calibração em que são determinados a força e o ângulo do molde que permite obter a mesma porosidade, para um número fixo de rotações, que o modelo padrão definido.



Figura 2.19 – Compactador giratório – CONTROLS (2005)

Compactador *kneading*

O processo *kneading* foi desenvolvido nos EUA, primeiro para a produção de provetes cilíndricos (compactador californiano) e mais tarde para provetes prismáticos (compactador linear). É utilizado nas metodologias de formulação de misturas betuminosas de Hveem e Smith ou Triaxial do Asphalt Institute. O termo *kneading* está relacionado com a imposição de elevadas deformações por corte à mistura da mesma forma que os cilindros de pneus impõem. De acordo com Sousa *et al.*, citado em Azevedo, M. C. (1993), o *kneading* transmite um elevado e localizado esforço de corte, sendo consideráveis os movimentos do material nos primeiros estágios de compactação; a mistura fica densa, e os provetes apresentam um óptimo contacto interpartículas, uma orientação uniforme da fracção grossa dos agregados e uma estrutura homogénea.

O procedimento, automático, consiste na aplicação de forças por um pé compactador, actuado por um êmbolo, com dimensões inferiores à do molde de forma sequencial para cobrir uniformemente toda a superfície do provete. Para provetes circulares, o pé com a forma de um sector circular movimenta-se no sentido ascendente e descendente enquanto o molde roda no sentido contrário aos ponteiros do relógio nos períodos de descanso, nos quais o pé não está em contacto com a superfície. Quando o pé exerce a pressão a mistura betuminosa levanta junto aos bordos. Nos equipamentos para compactação de provetes prismáticos o procedimento é semelhante com o pé de base rectangular a efectuar deslocamentos no sentido vertical e horizontal para poder cobrir toda a superfície.



Figura 2.20 – Compactador *kneading* californiano
COX & SONS

Este procedimento não foi incluído nas normas europeias sobre misturas betuminosas. Inclui-se nesta secção pelas inúmeras citações na comparação dos métodos de compactação laboratorial de misturas betuminosas.

Compactador de rolo

O compactador de rolo é aquele que aproxima mais as condições em laboratório das de obra. O compactador *kneading* linear e o de rolo são os únicos capazes de produzir em laboratório provetes prismáticos. Normalmente são compactadas placas de dimensões diversas, dependendo das dimensões do rolo, das quais por serragem se extraem vários provetes para ensaios de simulação como o “ensaio de pista” ou de comportamento mecânico como o “ensaio de flexão em viga”.

Existem quatro versões deste tipo de compactador, de acordo com a Figura 2.21: compactador com segmento de roda metálico (A), cilindro metálico de rasto liso (B), rodas com pneumáticos (C) e compactador com

placas metálicas deslizantes (D). Todos estão incluídos na norma europeia EN12697-33 (2004), subdivididos em três métodos: método de rolo de rasto liso (A e B), método de rolo de pneus (C) e método das placas deslizantes (D).

A utilização de um cilindro de rasto liso, mais pequeno que o utilizado em obra, ou em compactação de passeios e faixas estreitas, no modo “estático” ou vibratório, é o que simula melhor o contexto de obra. Devido às dimensões mínimas do equipamento as placas a compactar são maiores e necessitam uma grande quantidade de mistura betuminosa. Por um lado permite extrair muitos provetes mas também exige equipamentos de secagem, pesagem e mistura adequados à dimensão das lajes. Muitos investigadores concluíram que permite obter resultados próximos aos de obra, Teixeira (2000). Este tipo de cilindro, com 1 ou 2 rolos, foi desenvolvido pelos diversos fabricantes como equipamento de obra e apenas é utilizado em laboratório pelas menores dimensões que apresenta em comparação aos de obra. A partir do conceito presente neste método foram criados equipamentos, indicados anteriormente, especificamente para laboratório.

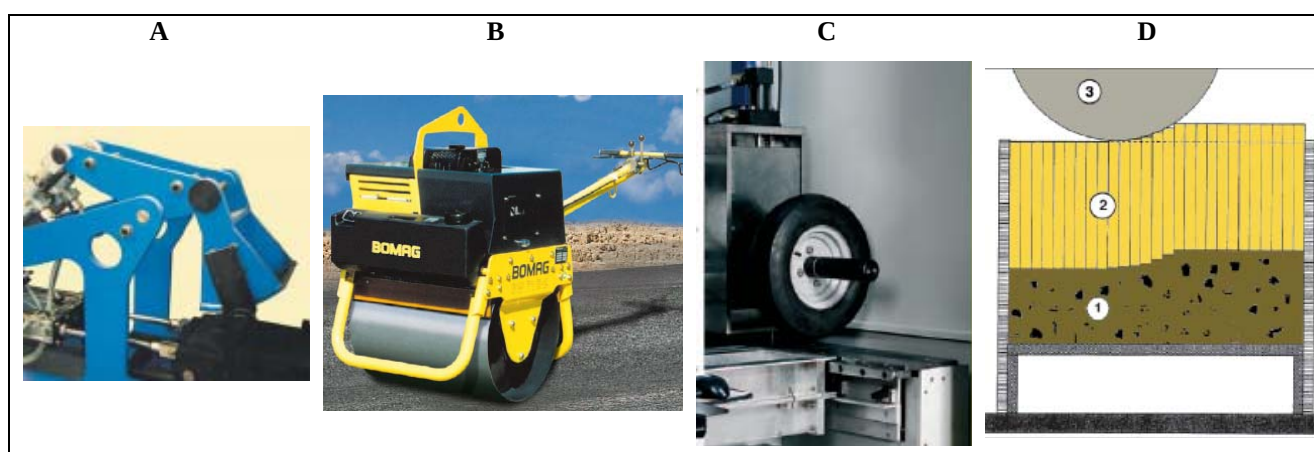


Figura 2.21 – Vários tipos de compactadores de rolo – CONTROLS (A), BOMAG (B) e COOPER (C)

O equipamento com segmento de rolo metálico foi desenvolvido em Inglaterra na Universidade de Nottingham. Este sistema conjuga um movimento longitudinal cíclico do molde que contém o provete com um movimento do segmento de rolo, realizando o adensamento da mistura betuminosa. Pode funcionar com energia de compactação controlada durante todo o ensaio ou com objectivo de obter uma determinada porosidade final. O equipamento é mantido dentro de uma câmara climática de modo a conservar a temperatura do provete.

O equipamento com rolo de pneus foi desenvolvido em França no LCPC. A compactação é realizada por um eixo contendo um ou dois pneus que rolam sobre o provete, num movimento cíclico longitudinal e alternando a posição transversal em torno do eixo médio. Existem dois modos de actuação diferenciados, um no qual o eixo se mantém sempre à mesma distância da superfície do provete por subida constante em cada passagem e o outro em que o eixo é livre verticalmente e aplica uma carga constante em cada passagem.

Por último o equipamento com placas metálicas e rolo foi desenvolvido na Alemanha com o objectivo de simular o efeito *kneading* em obra. De acordo com o ilustrado na Figura 2.21 – D, entre o provete de mistura betuminosa (1) e o rolo compactador (3) são colocadas placas verticais (2), de pequena espessura, umas ao lado das outras. Quando o rolo executa o movimento longitudinal cíclico as placas deslocam-se verticalmente compactando a mistura. O rolo pode apresentar sempre a mesma força de compactação ou deslocamento vertical fixo em cada passagem.

Compactador vibratório

A compactação de misturas betuminosas com um compactador vibrador foi desenvolvida em Inglaterra para o controlo da compactação em obra, de acordo com o descrito anteriormente. Actualmente, de acordo com a EN12697-32 (2007), pode ser empregue para o cálculo da baridade de referência (recusa ao adensamento) ou medição da compactabilidade.

A energia de compactação é transmitida pelo martelo vibrador, com uma potência entre 750 e 1000 W e frequência entre 20 e 50 Hz. A compactação ocorre em duas fases, primeiro é utilizado o pé pequeno, com diâmetro 102 ± 2 mm, inferior ao diâmetro do molde (152,45 mm), para compactar o provete distribuindo a energia pelos pontos cardeais e duração até 2 minutos. Na segunda fase utiliza-se o pé grande, com diâmetro 146 ± 2 mm, para remover as irregularidades da superfície. Depois de invertido o provete o procedimento descrito é repetido na nova face. É um procedimento manual. Na Figura 2.22 apresentam-se os equipamentos utilizados: molde, martelo vibrador e pés.

O procedimento pretende simular o efeito dos cilindros, nomeadamente as deformações por corte (efeito *kneading*) na primeira fase e a regularização da superfície com os cilindros na fase de acabamento.



Figura 2.22 – Compactador vibratório – CONTROLS (2005)

2.4.2 Análise dos vários métodos de compactação laboratorial

Para o tema da compactação de misturas betuminosas a análise dos vários métodos de compactação laboratorial é fundamental pelos seguintes motivos: determinam a baridade de referência da compactação em obra; servem de padrão nos métodos de especificações por desempenho do material em obra pois o

desempenho é previsto com base em ensaios de caracterização mecânica de provetes laboratoriais; utilizados na previsão da compactabilidade em obra.

As diferenças de compactação com base nas metodologias de campo e de laboratório podem ser medidas de várias formas. A primeira, logicamente, é através da baridade ou da porosidade. No entanto, a experiência mostra que esta análise não é suficiente pois para porosidades semelhantes podem existir grandes diferenças nas propriedades mecânicas. Segundo vários autores, além da porosidade global, a distribuição e tamanho médio dos poros, a orientação dos agregados, etc. vão influenciar o comportamento mecânico da mistura betuminosa. Com a passagem dos métodos de formulação do tipo “receita” para empíricos ou racionais a semelhança do desempenho mecânico nos provetes de obra e de laboratório é fundamental.

Após a apresentação dos métodos laboratoriais de compactação mais utilizados, e citados, apresenta-se uma síntese dos resultados de várias investigações sobre a capacidade dos métodos referidos em compactar de forma semelhante à de obra.

- Azevedo, M. C. (1993) comparou a porosidade final e o comportamento mecânico de provetes fabricados em laboratório, com os compactadores vibratório, *kneading* (linear e californiano), rolo e estático (não descrito neste trabalho), e em obra, para três misturas betuminosas de base diferentes. Quanto à porosidade o processo *kneading* é o que consegue os resultados mais próximos dos obtidos em obra, seguido do rolo (apenas utilizado em duas misturas). A análise do comportamento à fadiga, em ensaio de flexão em viga com carga aplicada em 2 pontos centrais, dos provetes prismáticos fabricados com os processos *kneading* e rolo revelaram um comportamento semelhante aos fabricados em obra. Por último os ensaios de comportamento às deformações permanentes, em ensaio de fluência, revelaram que os procedimentos *kneading*, rolo e vibração conseguem resultados próximos dos provetes de obra, mas mais elevados. O processo vibração revelou ser muito dependente do operador.
- Khan *et al.* (1998) compactou provetes em laboratório, com mistura betuminosa (agregado 0/19 mm e B60/70) fabricada em quatro obras, nos compactadores Marshall (automático e manual), *kneading* californiano e giratório (1,25° e 6°). Foram extraídos provetes de obra antes da abertura ao tráfego. A baridade dos provetes fabricados com o giratório 1,25° apresentou-se sempre muito próxima dos extraídos em obra, pois a compactação era terminada quando a porosidade medida se aproximava de 5% enquanto nos restantes era aplicada a energia predefinida. Assim estes processos fabricaram provetes com maior baridade, exceção ao processo *kneading* cujos provetes apresentaram porosidades altas. Os resultados dos ensaios de Estabilidade Marshall, Módulo de Resiliência e Fluência permitiram concluir que os provetes fabricados com o giratório 1,25° são os que se aproximam mais dos compactados em obra, embora exista alguma variabilidade. A baridade dos provetes fabricados com o giratório 6° apresentou-se sempre mais elevada mas não o módulo de resiliência e o comportamento à fluência enquanto o contrário se pode afirmar dos provetes fabricados com o *kneading*. Entre os dois processos Marshall pode concluir-se que no modo manual

deverá existir um maior rearranjo das partículas, pela não verticalidade da aplicação da carga em todas as pancadas, pois o comportamento dos provetes foi sempre superior neste modo, no entanto afastado do de obra.

- Hartman *et al.* (2001) , primeiro cita alguns trabalhos que concluíram que o *kneading* produz provetes com maior resistência às deformações permanentes enquanto o giratório consegue aproximar mais dos resultados de obra. Os provetes compactados com o compactador de rolo apresentam a maior vida à fadiga. Em segundo lugar apresenta os resultados de testes de tracção indirecta sob provetes cilíndricos de uma mistura betuminosa contínua e uma descontínua, compactados por diferentes processos (Marshall, giratório, rolo e vibração). O módulo de rigidez é mais elevado nos provetes fabricados pelos processos Marshall, giratório e vibração, para as duas misturas. Em termos de vida à fadiga os provetes giratório e vibração apresentam a vida mais longa em ambas as misturas, com o Marshall a apresentar uma vida muito pequena na mistura contínua. O rolo produz provetes com uma vida média, apesar do módulo mais baixo. O autor conclui que a formação de uma estrutura mineral adequada é mais importante nas misturas do tipo contínuo e logo o Marshall não é capaz de cumprir esse objectivo.
- Os estudos mais recentes têm-se centrado no compactador giratório, por ser o método padrão nos EUA e agora também incluído nas normas europeias, Ulmgren (2003), Peterson *et al.* (2004), Bragstad & Tell (2005). Todos indicam que o compactador giratório definido com os parâmetros 1,25° e 600 kPa permite obter provetes com porosidades semelhantes às de obra mas estes apresentam um comportamento mecânico muito superior aos de extraídos em obra. Um ângulo um pouco superior e dimensões do molde inferiores podem ajudar a aproximar os comportamentos, no entanto esta mudança têm uma grande influência no progresso da compactação com o número de rotações, implicando uma mudança das especificações. Por outro lado, como a compactação varia de modelo para modelo conforme o fabricante, é necessário haver liberdade para otimizar os parâmetros tal como a norma europeia prevê. No entanto, esta apenas prevê a análise da curva da compactação e não as propriedades mecânicas.

As diferenças relatadas entre os provetes laboratoriais e de obra têm várias origens. A primeira fonte está relacionada com as diferenças entre as metodologias de laboratório e de obra, resumidas na Tabela 2.1.

Existem medidas que se podem tomar de forma a minorar alguns dos efeitos, como por exemplo utilizar amostras de mistura fabricada em central ou armazenar a mistura laboratorial em estufas por um período mínimo, de modo a aumentar o envelhecimento, tal como prevê o método SUPERPAVE.

A segunda origem das diferenças está relacionada com o processo de compactação. As diferenças são certamente maiores entre os vários processos de compactação laboratorial do que entre as várias equipas de compactação em obra, devido à conjugação de diferentes cilindros e/ou condições de funcionamento.

Obra	Laboratório
• Materiais disponíveis. Variação na composição e qualidade. • Sequência da mistura: dependente da central (contínua ou descontínua) e filer utilizado frio. • Equipamento de mistura: misturador (descontínua) ou tambor-misturador (contínua). • Transporte da central à obra: camiões (segregação possível, decréscimo da temperatura). • Espalhamento: pavimentadora. • Pré-compactação: Pavimentadora (mesa). • Compactação: variações nos cilindros (rasto liso nos modos “estático” e “dinâmico” ou de pneus). • Condições de obra: variáveis (vento, chuva, temperatura do ar, temperatura da mistura, etc.). • Endurecimento do betume: variável.	• Componentes seleccionados para uma determinada mistura. Composição exacta. • Sequência da mistura: de acordo com as especificações da norma X. Correntemente diferentes da prática e utilização de filer quente. • Equipamento de mistura: misturadora laboratorial. • Transporte da central à obra: não. • Espalhamento: manual. • Pré-compactação: não. • Compactação: método fixo (Marshall, giratório, rolo, etc.). • Condições de laboratório: constantes. • Endurecimento do betume: constante.

Tabela 2.1 – Valores indicativos para a regulação dos parâmetros da máquina – Voskuilen & van de Ven (2004)

De forma a compreender o que substancia as diferenças de comportamento mecânico entre os provetes laboratoriais e de obra, têm sido conduzidas investigações sobre a distribuição da porosidade nos provetes e na orientação dos agregados. A distribuição da porosidade é avaliada com medição da porosidade de cada parte do provete, por corte dos provetes em partes, ou com tecnologias recentes como o GVL – *Vertical Gammadensitometer Bench* e a Tomografia por Raios-X que permitem obter a distribuição dos materiais em cada secção de análise. Quanto à orientação dos agregados e número de contactos, entre a fracção grossa, recorre-se à análise de imagens fotográficas tratadas de cortes do provete.

- Masad *et al.* (1999) foram os primeiros a comparar a distribuição da porosidade em provetes laboratoriais compactados por diferentes métodos (*kneading* linear e giratório) com recurso à tomografia por raios-x. Os autores concluíram que ambos os provetes, de mistura contínua 0/19 mm, apresentavam uma distribuição heterogénea da porosidade. Na Figura 2.23 é ilustrada a distribuição vertical da porosidade. O compactador giratório apresenta uma porosidade mais elevada no topo e no fundo do provete, em concordância com um estudo anterior citado em Voskuilen & van de Ven (2004), enquanto no provete compactado com o *kneading* a porosidade varia quase linearmente entre o topo e o fundo, que confirma as indicações de Harvey *et al.* (1994) citado em Hartman *et al.* (2001). No estudo, foram efectuados também cortes verticais dos provetes para analisar a distribuição dos agregados. Com base no processamento digital das imagens fotográficas concluíram que existe uma maior tendência para uma orientação preferencial nos provetes compactados com o giratório e um menor número de contactos entre as partículas de agregado grosso. O maior número de contactos nos provetes compactados com o compactador *kneading* suporta os resultados de uma elevada resistência às deformações permanentes evidenciadas em diversos estudos laboratoriais.

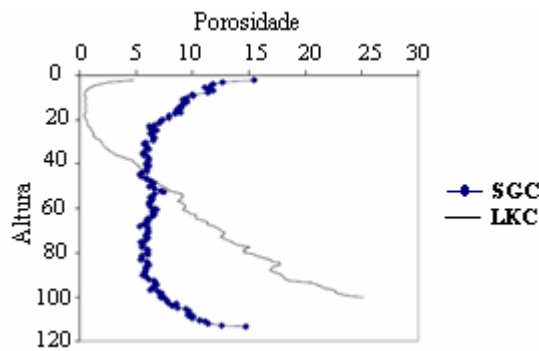


Figura 2.23 – Distribuição vertical da porosidade em provetes compactados com os compactadores *kneading* linear (LKC) e giratório (SGC) – Masad *et al.* (1999)

- Jönsson *et al.* (2002) estudaram a distribuição da porosidade e o movimento das partículas em provetes, de mistura betuminosa contínua 0/11 mm, compactados pelos métodos laboratoriais Marshall, giratório e rolo de pneus. A distribuição vertical e horizontal da porosidade, Figura 2.24, para vários níveis de energia de compactação, foi analisada pelo corte dos provetes em partes e medição da porosidade de cada uma pelo método tradicional de pesagens. O movimento dos agregados durante a compactação foi analisado através da monitorização, com tomografia por raios-x, dos movimentos de peças metálicas colocadas previamente no interior da mistura em posições predefinidas.

Os resultados permitiram concluir que com o compactador Marshall os provetes apresentam uma porosidade próxima da homogénea, com excepção da distribuição radial na parte inferior dos provetes. Segundo os autores, no início a porosidade menor junto às paredes do molde forma uma estrutura de condução da carga directamente para a parte inferior. Com a continuação da compactação as diferenças quase desaparecem. Quanto ao movimento das partículas verificou-se uma tendência de afastamento radial do centro para as paredes do molde sem rotação vertical ou horizontal.

Relativamente aos provetes compactados com o compactador giratório confirmaram-se os resultados de estudos anteriores. Na zona exterior, junto ao molde, a distribuição é quase sempre regular enquanto no núcleo a heterogeneidade aumenta inicialmente com a compactação e reduz-se no final. Nesta zona existe um mínimo na parte intermédia do provete. Verifica-se que o efeito *kneading* é limitado na zona junto às placas de carregamento, criando um efeito de “cunha”. O movimento das partículas é maior comparativamente aos provetes do Marshall. Existe um claro movimento radial em direcção às paredes do molde, maior quanto mais perto das paredes. O material movimenta-se no sentido contrário aos ponteiros do relógio, com o dobro da rotação junto ao molde. No centro notam-se apenas rotações verticais das partículas.

Finalmente quanto aos provetes prismáticos compactados com o rolo de pneus verificou-se que não é possível obter uma porosidade homogénea. Com as passagens do rolo, em 3 eixos paralelos sequenciais, a heterogeneidade varia atingindo-se no final maiores porosidades no eixo central e menores nos laterais, e em altura. A análise tomográfica dos provetes permitiu concluir que existem

movimentos quer no sentido de rolamento quer lateralmente. Estes são máximos para rolamentos no eixo central.

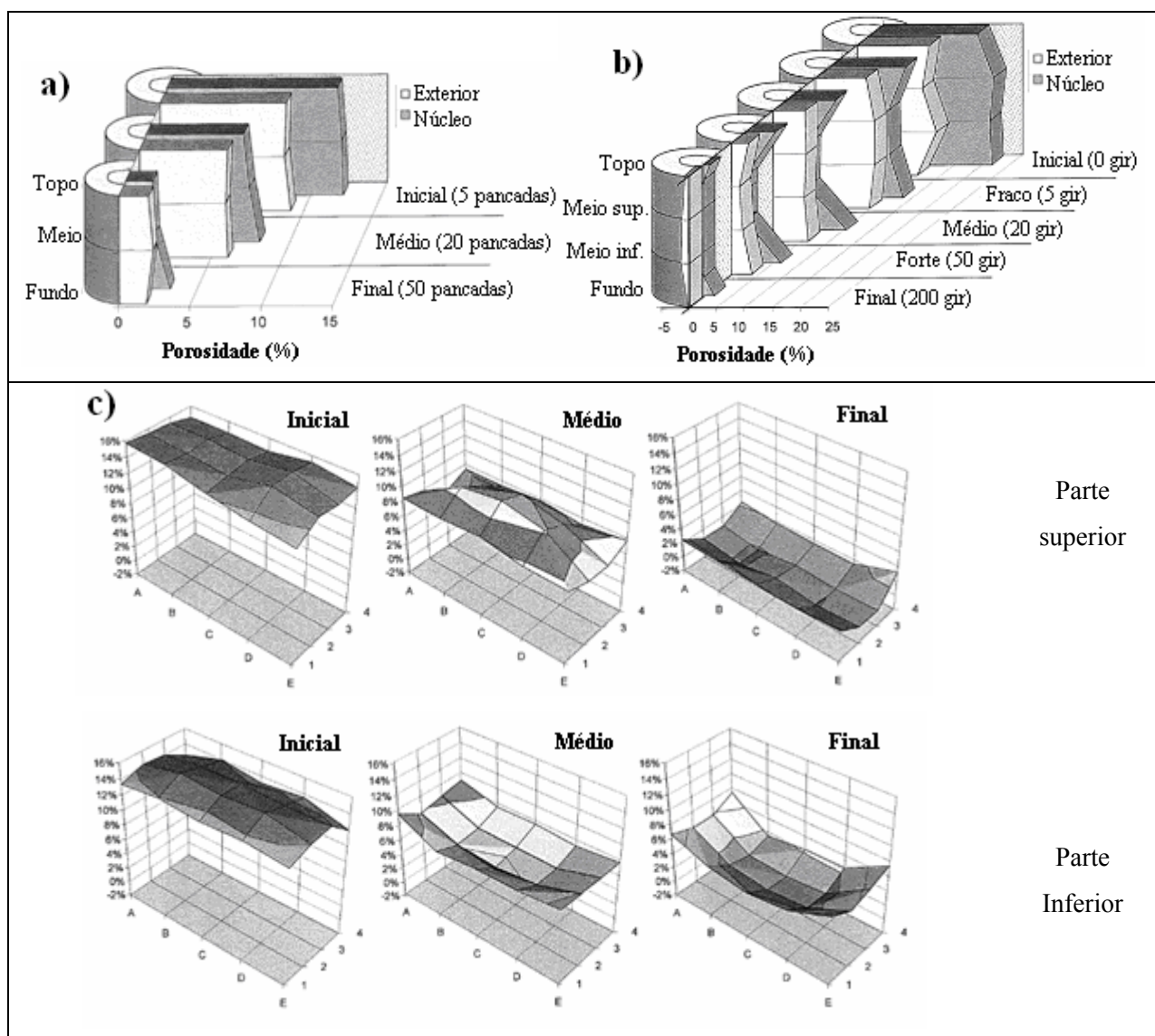


Figura 2.24 – Distribuição vertical da porosidade em provetes compactados com os compactadores Marshall (a), giratório (b) e rolo (c) – Jönsson *et al.* (2002)

- No mesmo ano é publicado mais um estudo, Tashman *et al.* (2002), no qual participam dois dos autores do primeiro estudo apresentado. No seguimento do estudo anterior, apresentam resultados da análise da influência da granulometria na variabilidade da porosidade em provetes compactados com o compactador giratório e comparativamente a provetes extraídos de obra, para uma das misturas betuminosas. Relativamente aos provetes extraídos de obra verifica-se que nestes a porosidade é homogénea horizontalmente e heterogénea verticalmente, Figura 2.25. Em obra não se coloca a problemática da fronteira do molde e assim não era expectável uma variação significativa em termos horizontais. Já relativamente à variação vertical verifica-se que pelo menos a parte superior apresenta uma porosidade maior. Quando comparados com os provetes compactados em laboratório conclui-se que a diferença de porosidade do topo e do fundo para a zona média é muito maior nos laboratoriais. Nestes, a porosidade medida na parte exterior, junto ao molde, apresentou-se sempre superior, em

concordância com as medições de Muraya (2007) em 3 misturas diferentes e em desacordo com Jönsson *et al.* (2002). Foram compactadas em laboratório misturas betuminosas contínuas com D_{max} de 12,5 mm a 37,5 mm, tendo concluído que não existe tendência de influência da dimensão máxima do agregado na variabilidade da porosidade.

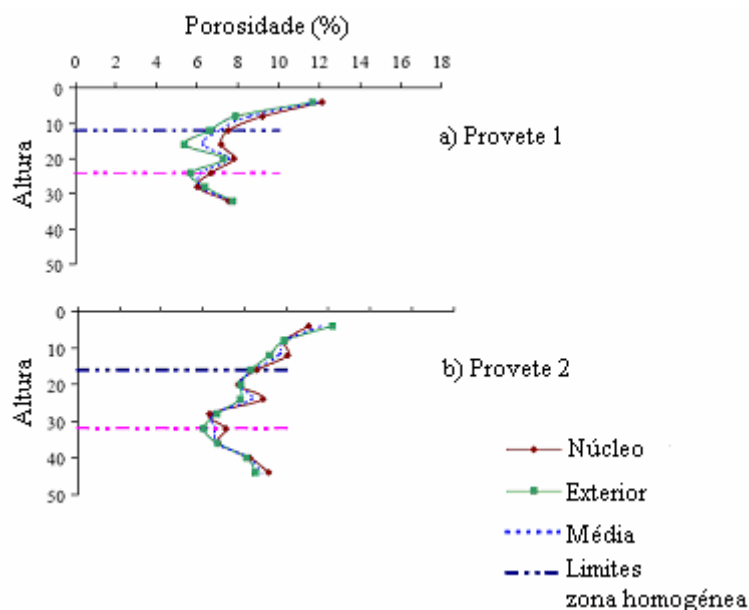


Figura 2.25 – Distribuição vertical e horizontal da porosidade em provetes compactados em obra – Tashman *et al.* (2002)

Os estudos apresentados permitem concluir que grande parte das diferenças evidenciadas no comportamento mecânico dos provetes advém da variação da porosidade no seu interior e da orientação das partículas, não se podendo considerar apenas o valor da porosidade global para aferição da qualidade dos provetes. Com o objectivo de obter provetes laboratoriais similares aos extraídos de campo, Voskuilen & van de Ven (2004), Muraya (2007) aconselham a utilização de provetes laboratoriais “trabalhados”, embora com uma metodologia diferente. Entende-se por provetes “trabalhados” os obtidos através da eliminação de parte dos provetes originais por corte. Ambos pretendem obter provetes com variação da porosidade mais próxima da encontrada em provetes extraídos de obra.

Voskuilen & van de Ven (2004) considera como base o cálculo de um rácio entre a área das paredes do provete com efeito de superfície e o volume do provete. Nos provetes laboratoriais todas as superfícies apresentam o efeito de superfície, devido ao molde e às placas de carregamento, enquanto nos extraídos em obra apenas existe nas superfícies inferior e superior. O efeito de superfície traduz-se pelo condicionamento do movimento das partículas nas zonas adjacentes à superfície. É apresentado um caso em que este conceito foi aplicado a provetes compactados com o compactador Marshall e comparados com os extraídos em obra, tendo-se obtido resultados favoráveis.

Muraya (2007) considera que devem ser utilizados como referência laboratorial apenas o núcleo dos provetes laboratoriais. É apresentada uma metodologia em que se procura estabelecer a relação entre a baridade global dos provetes, compactados com o compactador giratório, e a baridade do núcleo do provete, obtido por

carotagem e corte das zonas superior e inferior. A aplicação a 3 misturas betuminosas diferentes, SMA, betão drenante e betão betuminoso revelou-se positiva.

2.5 Compactabilidade das misturas betuminosas

A norma europeia EN12697-10 (2001), que indica os métodos a utilizar na medição da compactabilidade das misturas betuminosas, define a compactabilidade como “a relação entre a baridade ou a porosidade e a energia de compactação aplicada”.

Heukelom, citado em Chadbourn *et al.* (1998), indica que a compactabilidade e a espalhabilidade são as duas componentes que determinam a trabalhabilidade de uma mistura betuminosa. A espalhabilidade é definida pela capacidade da mistura solta em ser espalhada na superfície da estrada com uma distribuição homogênea e pré-arranjo dos agregados, e a compactabilidade como a capacidade das partículas pré-arranjadas em serem pressionadas para os interstícios mútuos formando uma massa compacta com a passagens dos cilindros. Resumindo, a trabalhabilidade é a propriedade que determina a produção, manuseamento, colocação e compactação com uma aplicação mínima de energia.

A experiência indica que a compactabilidade, ou a trabalhabilidade, é influenciada pelo tipo e proporções de cada agregado, pelo tipo e quantidade de betume, pela temperatura da mistura e pela espessura da camada a compactar.

A importância do conhecimento da compactabilidade advém dos argumentos enunciados no Capítulo 1, isto é, as misturas betuminosas apresentam um período de tempo limitado para se proceder à correcta compactação, findo o qual não é possível compactar eficazmente, e caso não se atinja o pavimento irá apresentar um comportamento mecânico inferior ao projectado.

Nesta secção, primeiro definem-se os métodos que têm sido utilizados para medir e/ou especificar a compactabilidade e de seguida a influência de cada elemento da mistura. No final apresenta-se a metodologia apresentada em FGSV (2004).

2.5.1 Medição da compactabilidade

A primeira metodologia de medição da compactabilidade foi desenvolvida por Nijboer, citado em Huerne (2004), suportando-se na caracterização do comportamento das misturas betuminosas de acordo com uma teoria adaptada da Teoria de Mohr-Coulomb, tal como indicado na secção 2.2. Primeiro baseando-se no conhecimento do comportamento plástico das misturas betuminosas e no processo de compactação desenvolveu a expressão (2.13), em que R_f traduz o progresso da compactação atingido.

$$R_f = \frac{\frac{P}{L \times D} - C \times \tau_{cb}}{\eta_m} \times N \times \left(\frac{h}{V} \right)^{0.4} \quad (2.13)$$

Em que:

- R_f – progresso da compactação (N.mm.s)
- L – largura do rolo do cilindro (mm)
- P – peso do rolo do cilindro (N)
- D – diâmetro do rolo do cilindro (mm)
- C – factor dependente do tipo de cilindro
- τ_{cb} – resistência inicial da mistura (N/mm²)
- η_m – viscosidade da massa de mistura compactada (Poise)
- N – número de passagens do cilindro (-)
- h – espessura da camada (mm)
- V – velocidade do cilindro (mm/s)

Em segundo lugar mediu com um equipamento triaxial a viscosidade, a tensão de corte e o ângulo de atrito interno, respectivamente, η , τ e Φ , baseado na teoria utilizada para descrever o comportamento mecânico, em amostras compactadas. Com base nas medições e em ensaios em campo desenvolveu expressões, que em conjunto com a anterior, permitem o cálculo do número de passagens necessárias para cada binómio cilindro – mistura betuminosa. Na Figura 2.26 é ilustrada a evolução típica da baridade de uma mistura betuminosa em função do parâmetro R_f (progresso da compactação).

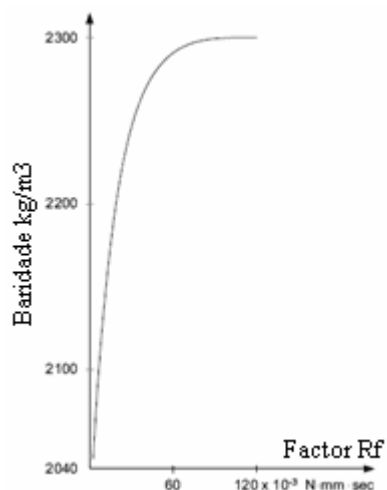


Figura 2.26 – Baridade durante a compactação em função do valor de R_f , para uma mistura com agregado britado – Huerne (2004)

Huerne (2004) critica a metodologia por não existir uma verdadeira medição da compactabilidade mas sim a medição do comportamento mecânico, que depende das condições de tensão impostas. Segundo este autor, as trajectórias de tensões dos ensaios referidos estão longe das que os cilindros impõem.

De forma similar, a norma Britânica BS 594:1985 especificava um valor máximo para a Estabilidade Marshall, função da classe de tráfego, com base na consideração de que as misturas betuminosas com estabilidade muito elevada são difíceis de compactar e apresentam uma baixa flexibilidade, Azevedo, M. C. (1993). Em Portugal, o Caderno de Encargos da Ex-JAE, JAE (1998), e da APORBET, APORBET (1998), tiveram em conta estes mesmos princípios também na sua elaboração. Através da medição empírica do comportamento mecânico das misturas pretendeu-se desaconselhar misturas previsivelmente difíceis de

compactar. As normas europeias, no âmbito da abordagem empírica, não incluem este requisito.

Uma outra metodologia é a representação matemática da variação da baridade do provete, ou outra propriedade como a espessura, em função da energia de compactação aplicada. Segundo P. Renken, citado em Jönsson (2000), existem duas versões para as expressões: aquelas em que as constantes não assumem qualquer significado físico do processo e aquelas em que pelo contrário assumem. Como exemplo do primeiro caso temos a expressão (2.14), que pode ajustar-se bem aos resultados mas no qual nenhum dos parâmetros representa nenhuma característica do processo ou da mistura betuminosa. A comparação de misturas com compactabilidades diferentes é realizada por análise gráfica das diversas expressões.

$$\rho = a + b \times S + c \times S^2 \quad (2.14)$$

Em que:

ρ – baridade (g/cm^3)

S – energia de compactação

a, b, c – constantes da regressão (-)

O segundo grupo de expressões é maioritariamente de dois tipos: logarítmica (2.15) e exponencial (2.16). Nestas existe um parâmetro que representa a compactabilidade da mistura betuminosa e permite a comparação de misturas diferentes.

$$\rho = a + b \times \ln S \quad (2.15)$$

$$\rho = a + b \times e^{\frac{S}{C}} \quad (2.16)$$

O princípio da expressão exponencial foi desenvolvido por Kezdi (1969), citado em Jönsson (2000), o qual indica que o aumento da baridade $d\rho$ obtido pela energia de compactação aplicada dS é proporcional ao potencial de compactação existente no material. O potencial de compactação é igual à diferença entre baridade actual e a baridade máxima, obtida teoricamente para uma energia de compactação infinita. Desta forma obtém-se a expressão (2.17).

$$\rho(S) = \rho_0 - (\rho_\infty - \rho_0) \times e^{-\frac{S}{C}} \quad (2.17)$$

Em que:

$\rho(S)$ – baridade em função da energia de compactação aplicada (g/cm^3)

S – energia de compactação (N.m)

ρ_0 – baridade inicial (g/cm^3)

ρ_∞ – baridade máxima (g/cm^3)

C – resistência à compactação (N.m)

A variável C representa a velocidade com que a baridade se aproxima da máxima. Quanto maior o valor mais difícil é a compactação. Na Figura 2.27 é representada a evolução da compactação para duas misturas betuminosas com compactabilidades diferentes.

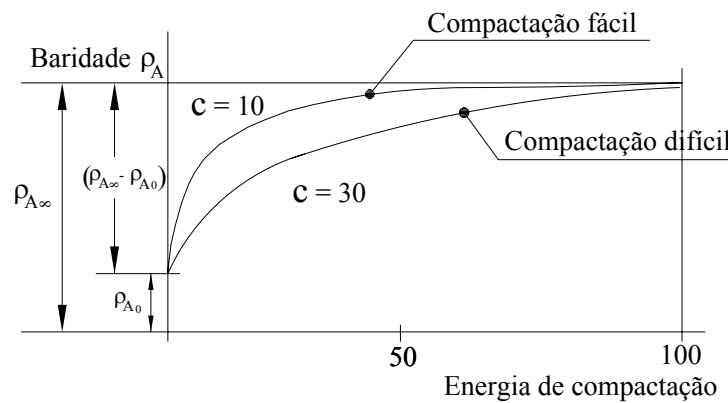


Figura 2.27 – Evolução da compactação em duas misturas com compactabilidades distintas – Huerne (2004)

A expressão logarítmica foi aplicada por Cabrera (1991), citado em Chadbourn *et al.* (1998), para representar a variação da porosidade com o número de rotações do compactador giratório. A constante a representa a porosidade para 0 ciclos de rotação. Este autor definiu também a trabalhabilidade como o inverso da constante a .

A norma europeia EN12697-10 (2001) especifica a medição da compactabilidade com base na monitorização da compactação, através da baridade, da porosidade ou da espessura do provete, com a energia de compactação aplicada por um de três métodos de compactação laboratorial: Marshall, giratório e vibratório. Com o compactador Marshall é aplicada a expressão exponencial e com os outros ensaios a expressão logarítmica. Na Figura 2.28 apresenta-se a compactabilidade de nove misturas betuminosas, de três tipos diferentes, avaliadas pelos três métodos presentes na norma. Verifica-se que os métodos classificam de forma distinta a compactabilidade das misturas betuminosas e por isso deve ter-se especial cuidado na comparação de estudos baseados em métodos distintos. A selecção dos três métodos reflecte a análise técnica e as experiências nacionais dos países da UE, sendo desejável que no futuro haja uma harmonização de procedimentos.

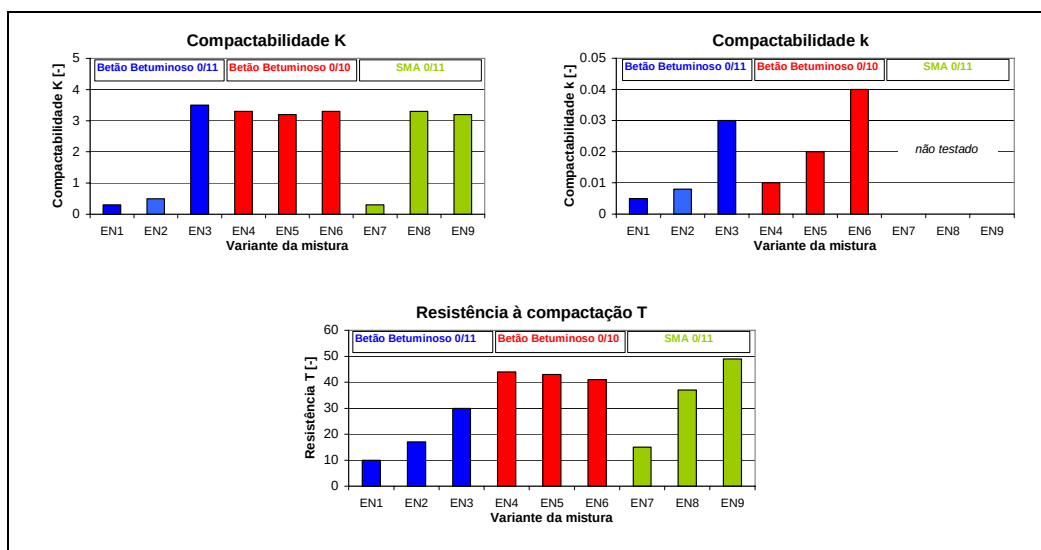


Figura 2.28 – Compactabilidade, para 3 tipos de misturas, medida com três métodos de compactação laboratorial – Renken (2004)

Segundo Renken (2004) o valor do parâmetro “resistência à compactação” não é suficiente para conhecer a real compactabilidade da mistura betuminosa. Expõe o exemplo das misturas drenantes que apresentam um valor de C elevado mas em obra são facilmente compactáveis. Assim deve ter-se em conta o trabalho/esforço necessário para atingir a compactação desejada. A expressão (2.17) pode ser manipulada de forma a obter o trabalho ou energia de compactação S , (2.18). No entanto, o autor indica que a definição do grau de compactação altera a percepção do trabalho de compactação calculado. Se o G_c for definido em função da baridade após n pancadas definidas, por exemplo 50, o trabalho de compactação calculado de duas misturas betuminosas de compactabilidades distintas é igual para um G_c de 100%. Para um grau de compactação inferior o trabalho calculado já é diferente e de acordo com a resistência à compactação C . Se o G_c for definido em função da baridade máxima ρ_∞ , o trabalho previsto para a obtenção de uma baridade adequada em obra é sempre diferente nas duas misturas, de acordo com o ilustrado na Figura 2.29. Concluindo, o autor aconselha a análise da compactabilidade de uma mistura betuminosa em função dos parâmetros resistência à compactação e trabalho de compactação, com o G_c pretendido função de ρ_∞ .

$$S = C \times \ln \frac{\rho_\infty - \rho_0}{\rho_\infty - G_c \times \rho_r} \quad (2.18)$$

Em que:

- S – trabalho/energia de compactação (N.m)
- ρ_0 – baridade inicial (g/cm³)
- ρ_∞ – baridade máxima (g/cm³)
- C – resistência à compactação (N.m)
- ρ_r – baridade de referência (g/cm³)
- G_c – grau de compactação (%)

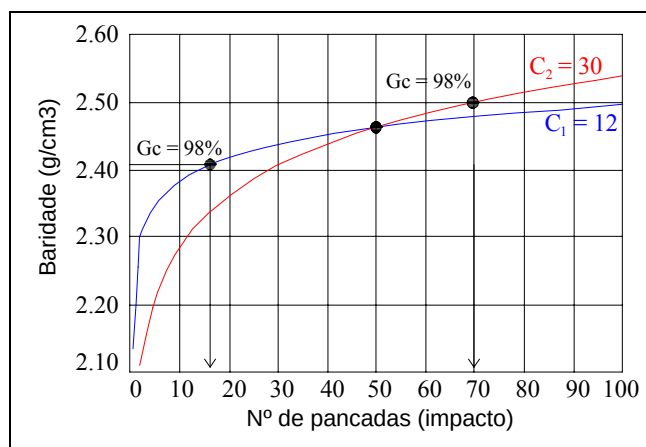


Figura 2.29 – Cálculo do trabalho de compactação S , para um G_c de 98%, em duas misturas com compactabilidades distintas – Renken (2004)

Relacionado com o progresso da compactação existe também a metodologia de Heukelom, citado em Chadbourn *et al.* (1998), o qual calcula o factor de compactação CF como o rácio entre a baridade do provete após, respectivamente, 5 e 100 pancadas do compactador Marshall.

No âmbito do método de formulação SUPERPAVE são definidos limites de compactação em três momentos da compactação dos provetes em laboratório, com o compactador giratório. De acordo com as classes de tráfego e de temperatura, a que o pavimento estará sujeito previsivelmente, são definidos os números de rotações N_{ini} , N_{des} e N_{max} , respectivamente por ordem crescente. Para um número de rotações igual a N_{ini} o

grau de compactação (função da baridade máxima teórica) terá de ser inferior a 89%, para N_{des} igual a 96% e para N_{max} menor que 98%. Desta forma a curva de compactação é controlada com o objectivo de especificar um comportamento adequado quer em construção, quer em serviço. Com os limites de N_{des} e N_{max} especifica-se o valor da porosidade pretendida para a mistura betuminosa em serviço, entre 4% (após construção) e 2% (após compactação pelo tráfego). O valor máximo do grau de compactação apresenta um limite para N_{ini} pois é considerado que as misturas que quando colocadas no molde apresentam uma baridade muito elevada revelam baixo atrito interno e são demasiado compactáveis, Figura 2.30, podendo exibir também problemas de estabilidade durante os trabalhos de compactação em obra, Chadbourn *et al.* (1998). O grau de compactação apresenta uma variação quase linear em função de $\text{Log } N$. Assim o método SUPERPAVE define N_{ini} e N_{max} em função N_{des} , de acordo com as expressões (2.19) e (2.20).

$$\text{Log } N_{ini} = 0.45 \times \text{Log } N_{des} \quad (2.19)$$

$$\text{Log } N_{max} = 1.10 \times \text{Log } N_{des} \quad (2.20)$$

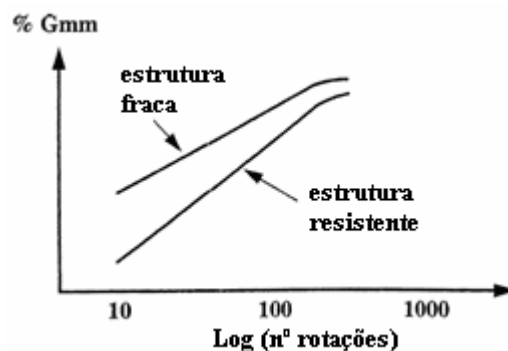


Figura 2.30 – Curvas de densificação de duas misturas com estruturas minerais distintas – CONTROLS (2004)

De acordo com a norma europeia EN12697-10 (2001) a compactabilidade de uma mistura betuminosa, medida com o compactador giratório, é determinada pelo ajuste da regressão do tipo logarítmica (2.21), em que k representa a compactabilidade. Considerando os limites do grau de compactação iguais a 89% e 96% para, respectivamente N_{ini} e N_{des} obtém-se o valor mínimo da compactabilidade k igual a 0,01, na metodologia de formulação SUPERPAVE de acordo com norma europeia.

$$n(N) = n(1) - k \times \text{Ln } N \quad (2.21)$$

Em que:

$n(N)$ – porosidade em função do número de rotações aplicadas

N – número de rotações

$n(1)$ – porosidade inicial

k – compactabilidade

Investigadores da Universidade do Wisconsin desenvolveram, à cerca de 10 anos, uma metodologia de análise da compactabilidade durante a construção e pelo tráfego, com base na curva de crescimento da baridade durante a compactação laboratorial com o compactador giratório, Stakston *et al.* (2002). Uma mistura betuminosa deverá apresentar uma compactabilidade elevada durante a construção e uma resistência elevada à compactação pelo tráfego durante o período de vida útil. Os elementos de análise são o *CDI*, *Compaction Densification Index*, e o *TDI*, *Traffic Densification Index*, que representam as áreas tracejadas na

Figura 2.31, respectivamente, entre o N_{ini} e G_c igual 92%, e deste a G_c igual 98%. Quanto maior a área maior a resistência à compactação, em construção ou em serviço.

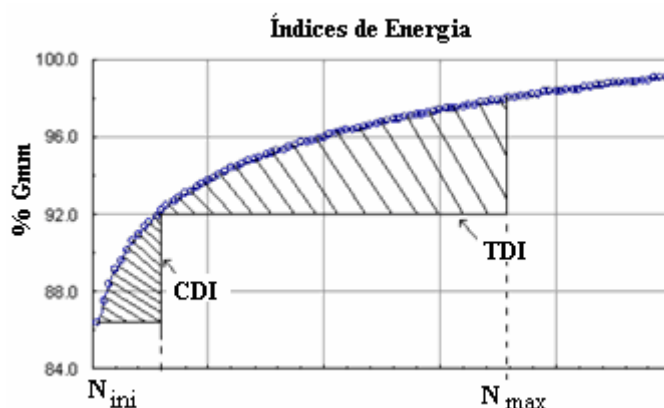


Figura 2.31 – Índices de compactação de acordo com a metodologia da Universidade do Wisconsin – Stakston & Bahia (2003)

Uma metodologia distinta é medição de determinadas variáveis, não directamente relacionadas com a baridade do provete, durante o processo de compactação laboratorial. A primeira aplicação foi desenvolvida por Gauer (1975), citado em Huerne (2004), o qual adaptou um compactador giratório para monitorizar a compactabilidade. Durante a compactação o ângulo de rotação real do equipamento e o do material são medidos de forma a, com base no comportamento visco-elástico das misturas betuminosas, determinar o ângulo de fase (ângulo entre a acção e a resposta de um material visco-elástico) representativo do estado do material. Por fim deduziu uma expressão para o cálculo da resistência à compactação, definido como τ_E – resistência interna complexa. Na Figura 2.32 é ilustrado a variação de τ_E durante o processo de compactação do provete para duas misturas com comportamento oposto.

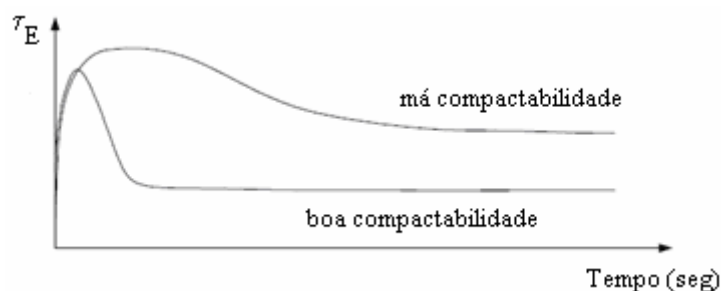


Figura 2.32 – Evolução da resistência à compactação para duas misturas com compactabilidade distinta – Huerne (2004)

Uma outra aplicação, durante a compactação de provetes no compactador giratório, é a proposta em Chadbourn *et al.* (1998) no qual são monitorizadas duas variáveis, a tensão de corte e a potência de compactação. A tensão de corte do material é igual ao rácio entre o momento da força que é necessária para criar o ângulo de rotação, em cada instante, e o volume do provete, (2.22). A potência representa a taxa de deformação do provete, (2.23).

$$\tau = \frac{M}{A \times h} \quad (2.22)$$

$$P = \frac{\sum_{i=1}^n (\Delta h \times p \times A)_i}{t} \quad (2.23)$$

Em que:

- τ – tensão de corte (kPa)
- M – momento (kN)
- A – área da secção transversal do provete (m^2)
- h – altura do provete (m)
- P – potência (N.m/s)
- t – tempo (s)
- p – pressão aplicada (600 kPa)
- Δh – variação de altura do provete no ciclo de rotação i (m)

O autor mediu estas duas variáveis para várias misturas betuminosas, compactadas a diferentes temperaturas, tendo concluído que a tensão de corte, para N_{ini} , exibe um mínimo para cada mistura enquanto a potência apresenta uma variação muito pequena com a temperatura, Figura 2.33. Assim o autor definiu a temperatura óptima de compactação de cada mistura com base na tensão de corte mínima.

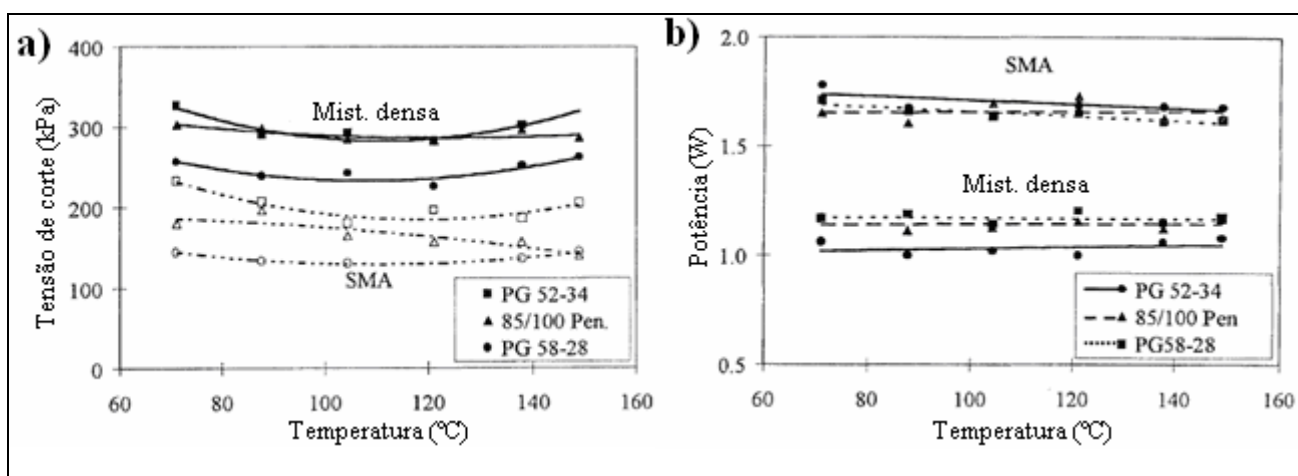


Figura 2.33 – Tensão de corte a) e potência b) determinada para cada mistura em função da temperatura de compactação – Chadbourn *et al.* (1998)

Gudimettla *et al.* (2003), com base na bibliografia consultada e em ensaios realizados, indica que o compactador giratório não permite avaliar as diferenças de comportamento de diferentes betumes e a diferentes temperaturas.

De acordo com o exposto existem métodos muito variados de medir a compactabilidade das misturas betuminosas, uns através da análise do crescimento da baridade durante o procedimento de compactação laboratorial, como previsto na normalização europeia, enquanto outros avaliam as propriedades mecânicas da mistura de forma empírica. Estes procedimentos têm por base ensaios laboratoriais, com todas as dificuldades apresentadas anteriormente.

2.5.2 Influência dos materiais e da temperatura na compactabilidade

As características das misturas betuminosas, nomeadamente a granulometria, tipo e proporções das várias fracções de agregado, o tipo e quantidade de betume, bem como a temperatura, determinam o crescimento da baridade com o esforço de compactação aplicado. A temperatura intervém pela variação do comportamento reológico do betume com esta variável. Nesta secção pretende-se resumir a experiência e os resultados de

investigações recentes sobre a influência das características das misturas e da temperatura na sua compactabilidade. Como o âmbito deste trabalho são as misturas betuminosas a quente, com necessidade de compactação, os pontos apresentados de seguida apenas se centram neste tipo de misturas.

Granulometria

A granulometria de uma mistura é a característica que define o tipo de mistura betuminosa e os objectivos de desempenho pretendidos. De uma forma geral existem misturas de granulometria contínua e descontínua. Em Portugal predominam as misturas contínuas, no entanto a norma europeia EN 13108 prevê 7 tipos de misturas betuminosas, das quais apenas um dos tipos é preferencialmente contínua (betão betuminoso – parte 1). De acordo com a granulometria e com as funções pretendidas é seleccionado o tipo e quantidade de betume a utilizar na mistura, com variações grandes entre misturas. As granulometrias típicas dos 4 principais tipos de misturas betuminosas são representadas na Figura 2.34.

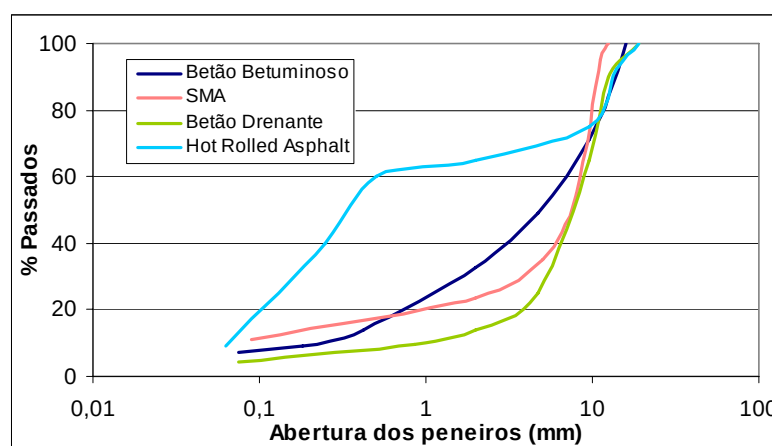


Figura 2.34 – Curvas granulométricas típicas dos principais tipos de misturas betuminosas a quente

O betão betuminoso representa as misturas contínuas, densas, a utilizar quer em camadas estruturais quer em camadas de desgaste. O *Hot Rolled Asphalt* é uma mistura apenas utilizada no Reino Unido, constituída por agregado sem as fracções intermédias, e em que devido ao betume duro e à grande quantidade de finos utilizados gera uma mistura com baixa porosidade e boa resistência mecânica. O *Stone Mastic Asphalt*, vulgarmente designado por SMA, a aplicar em camadas de desgaste, é uma mistura com elevado conteúdo de agregado grosso com os vazios preenchidos por um mastique betuminoso. O betão betuminoso drenante, *Porous Asphalt*, é uma mistura constituída por agregado essencialmente grosso mas com os vazios ligados, devido à pequena quantidade de mastique, de modo a assegurar funções drenantes e acústicas.

Renken (2004), no âmbito da avaliação da resistência à compactação com base na norma EN12697-10 (2001), estudou a influência da granulometria, através da variação dos retidos num peneiro intermédio (2 mm), em misturas betuminosas contínuas e descontínuas, com resultados resumidos na Figura 2.35. Verifica-se que na mistura continua do tipo betão betuminoso (AC – *Asphalt Concrete* na terminologia anglo-saxónica) a resistência é mínima para o valor intermédio enquanto para as restantes misturas a resistência varia na proporção inversa aos retidos no peneiro 2 mm.

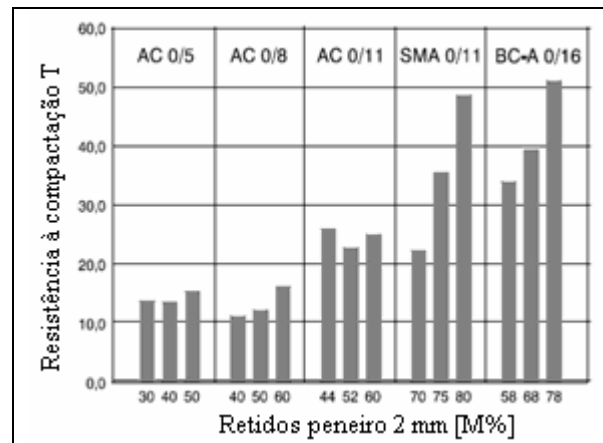


Figura 2.35 – Resistência à compactação T , função dos retidos no peneiro 2 mm em 3 tipos de misturas betuminosas – Renken (2004)

Para a determinação da curva granulométrica dos agregados que conduz à máxima baridade é corrente utilizar a expressão (2.24), desenvolvida por Fuller e Thompson em 1907. O valor de n depende do tipo de agregado da mistura, sendo corrente o valor de 0,45 também utilizado no método de formulação SUPERPAVE. Para a dimensão máxima do agregado das misturas consideradas anteriormente, 5, 8, 11 e 16 mm obtém-se os retidos no peneiro 2 mm, respectivamente, 34, 46, 54 e 60 %. Desta forma conclui-se que resistência à compactação é mínima para uma granulometria que conduz à máxima baridade. Num estudo de 1980 Renken, citado por Jönsson (2000), concluiu adicionalmente que para a mesma mistura betuminosa o valor da resistência mínima depende do tipo de agregado, como se pode verificar na Figura 2.36, e em concordância com a expressão da curva granulométrica para a máxima baridade.

$$P = \left(\frac{D}{D_{\max}} \right)^n \quad (2.24)$$

Em que:

- P – percentagem de passados no peneiro de abertura D (%)
- D – abertura do peneiro (mm)
- $D_{\max}$ – dimensão máxima do agregado da mistura (mm)
- n – potência (-)

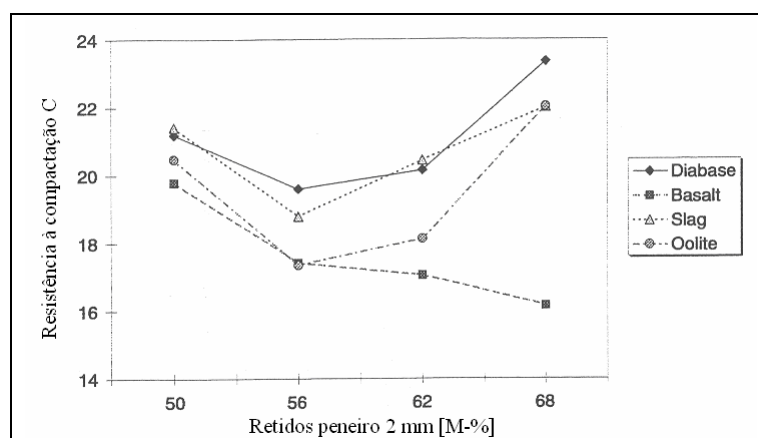


Figura 2.36 – Resistência à compactação C , função dos retidos no peneiro 2 mm e do tipo de agregado para a mesma mistura betuminosa – Jönsson (2000)

Dimensão máxima dos agregados – D_{max}

A dimensão máxima das partículas de agregado da mistura betuminosa influencia a compactação devido à relação com a espessura da camada. Teoricamente seria possível pavimentar uma camada com uma espessura igual à dimensão das maiores partículas presentes na mistura, mas tal criaria problemas de fragmentação do agregado e formação de uma estrutura mineral inadequada devido ao impedimento da reorientação das partículas. Na prática os valores especificados da espessura pelas administrações rodoviárias estão entre 3 e 4 vezes a dimensão nominal máxima das partículas (dimensão da abertura do peneiro que retêm no máximo 10% do agregado), Jönsson (2000), Hodges (2002).

Em Portugal, o caderno de encargos da APORBET (1998), de acordo com os valores de D_{max} e de espessuras mínimas/máximas indicados, induz valores de espessura/ D_{max} mínimos de 2 (microbetão betuminoso rugoso) até 4,4 para a mistura betuminosa de alto módulo e máximo de 6,3 para a argamassa betuminosa. Nos EUA, antes da entrada em vigor do método SUPERPAVE o rácio mínimo especificado pela maioria das administrações estaduais era 2, tendo sido aumentado nos últimos anos após a entrada em vigor do novo método de formulação por dificuldades sentidas em obra, Paye & Bahia (2001), Brown *et al.* (2004).

Paye & Bahia (2001), Brown *et al.* (2004) estudaram a influência da relação *espessura/ D_{max}* na compactação, em laboratório e em obra, para vários tipos de misturas betuminosas e constituintes (agregado e betume). Os ensaios de compactação laboratorial com o compactador giratório permitiram concluir que existe uma forte influência do rácio, embora com correlação de outros factores intrínsecos à mistura. O rácio óptimo obtido está entre 4 e 6 no primeiro estudo e entre 2,5 e 8 para o segundo. O segundo estudo analisou também a compactação no compactador vibratório tendo concluído que este método não é sensível à variável em análise.

Relativamente aos ensaios de obra as conclusões são opostas. No estudo de Paye & Bahia (2001) foi concluído que o aumento na espessura da camada não é favorável, aumentando mesmo em certos casos a dificuldade em atingir o grau de compactação desejado. Pelo contrário nos 7 trechos de ensaio analisados por Brown *et al.* (2004), com misturas e meios de compactação diversos, existiu sempre um intervalo de espessuras com maiores graus de compactação. Para valores inferiores ou superiores da espessura em relação ao intervalo óptimo, dependendo do binómio mistura-meios de compactação, a porosidade final foi superior. Neste estudo é concluído que nas misturas do tipo *fine graded*, próximas das contínuas europeias, a espessura deverá ser pelo menos 3 vezes superior à dimensão máxima do agregado enquanto nas misturas descontínuas, *coarse graded*, com forte componente de agregado grosso, este valor deverá ser aumentado para 4.

Tipo e quantidade de Filer

Antigamente considerava-se que o mastique betuminoso era constituído apenas por betume e filer (agregado menor que 0,075 mm), cuja função era aglutinar o restante agregado da mistura e preencher os vazios do esqueleto mineral de modo a garantir compacidade, impermeabilidade e trabalhabilidade às misturas betuminosas.

Actualmente a definição mais aceite considera a inclusão de todo o agregado fino, menor que 2 mm. O mastique, constituído pelos elementos mais finos da mistura betuminosa, forma uma matriz com comportamento visco-plástico que envolve e mantém ligados os agregados grossos, com comportamento elástico. Silva (2005)

Apesar desta alteração, é considerado que as propriedades do filer são distintas das do restante agregado fino. O filer é um material activo, ao contrário do restante agregado fino, devido às características superficiais de material muito fino, com consequência na ligação filer-betume. Silva (2005) apresenta as conclusões de um estudo efectuado por J. Craus, I. Ishai e A. Sides (1978) sobre a influência das características físico-químicas de diferentes tipos de filer no comportamento do mastique e das misturas betuminosas. Neste estudo comprovaram que a irregularidade geométrica do filer (forma e textura superficial) afecta o teor óptimo de betume, as propriedades interfaciais do sistema filer-betume e o comportamento reológico do mastique, com consequências naturalmente no desempenho mecânico das misturas betuminosas.

O aumento da irregularidade geométrica traduz-se no aumento da superfície específica e da actividade superficial. O primeiro factor diminui a quantidade de betume não ligado ao filer e o segundo aumenta a adsorção de betume pelo filer. Ambos aumentam a consistência ou viscosidade do mastique.

No entanto, a actividade superficial depende maioritariamente da composição mineralógica e química do filer, tendo um papel fundamental no tipo de adsorção criada. Por exemplo, a adsorção entre um betume e a cal hidráulica é bastante forte, com ligação química, enquanto com um filer silicioso a adsorção é fraca devido à ligação essencialmente mecânica de moléculas polares com forças de Van der Waals.

Segundo Cooley et al (1998), citado por Silva (2005), o ensaio mais adequado para avaliar o potencial de um filer no endurecimento do mastique é o volume de vazios de Ridgen modificado, apresentando-se também como o melhor indicador do comportamento dos mastiques e das misturas betuminosas, do conjunto de ensaios caracterizadores do filer. A normalização europeia prevê a realização deste ensaio, EN1097-4 (2003).

Desta forma a imposição de um determinado rácio filer/betume nos cadernos de encargos em vigor, APORBET (1998), JAE (1998), é uma metodologia demasiado simplificada, não prevendo o efeito no filer

no mastique/mistura betuminoso/a.

A descrição do fenómeno da ligação filer-betume ajuda a compreender os estudos contraditórios sobre a influência do filer na compactação das misturas betuminosas. Jönsson (2000) cita um estudo de Renken de 1980 em que este avaliou a influência do aumento da quantidade de filer, com quantidade constante de betume, na resistência à compactação C , (2.17), tendo concluído que para os três tipos de filer estudados existe diminuição da resistência com o aumento da quantidade de filer, Figura 2.37.

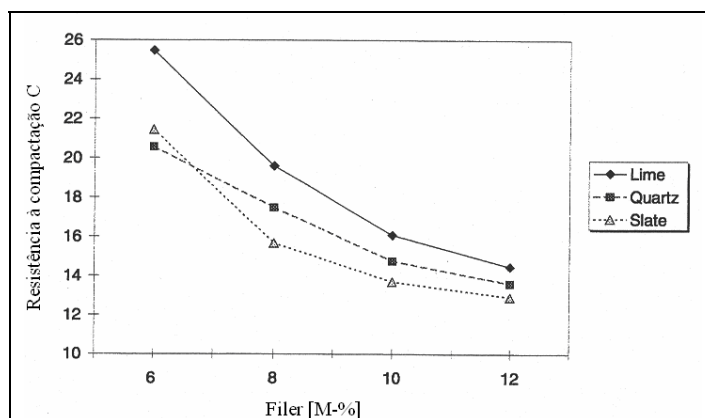


Figura 2.37 – Resistência à compactação C , função da quantidade de filer na mistura betuminosa – Jönsson (2000)

O mesmo autor num estudo mais recente, Renken (2004), no âmbito da avaliação da resistência à compactação com base na norma EN12697-10 (2001), concluiu que nos três tipos de misturas betuminosas testadas o aumento da quantidade de filer é benéfico, Figura 2.38, confirmando o estudo anterior. Verifica-se uma redução do valor de T com o aumento da quantidade de filer. No entanto, as misturas não apresentam a mesma amplitude de variação de T , concluindo-se que o restante agregado fino é também relevante.

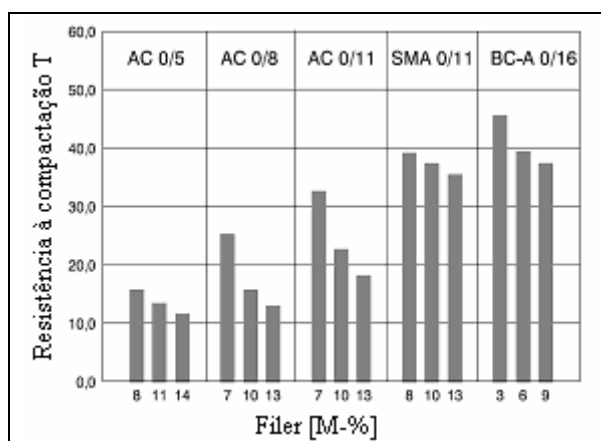


Figura 2.38 – Resistência à compactação T , função da quantidade de filer em 3 tipos de misturas betuminosas – Renken (2004)

Jönsson (2000) cita um outro estudo em que foi concluído que para quantidades pequenas de filer este é benéfico porque a granulometria fica mais próxima da contínua. No entanto, com o aumento da quantidade de filer a rigidez do mastique aumenta tornando a mistura menos compactável. Estas mesmas conclusões são apresentadas por Kandil (2002) citando um outro estudo.

Forma e rugosidade das partículas de agregado

Na formulação das misturas betuminosas, os cadernos de encargos definem determinadas exigências relativamente à forma e rugosidade das partículas. A experiência indica que agregados britados com forma aproximadamente cúbica e um número elevado de faces rugosas permitem obter um maior imbricamento das partículas de agregado, com clara melhoria das propriedades mecânicas nomeadamente a resistência às deformações permanentes. Neste caso, perante condições de carregamento lento e temperaturas elevadas é a estrutura de agregado que mais influencia a resistência às cargas impostas. Por exemplo a metodologia de formulação SUPERPAVE, AI (2001), elevou a exigência das características dos agregados fundamentado nestes mesmos princípios.

Os agregados a utilizar em misturas betuminosas, segundo a norma EN 13043 (2004), devem cumprir determinados requisitos de textura e forma (índice de achatamento, índice de forma, percentagem de superfícies britadas e coeficiente de escoamento) definidos pela norma EN 933, partes 3, 4, 5 e 6. Os índices de forma e de achatamento, que substituíram os índices de alongamento e de lamelação, medem a percentagem de partículas alongadas e lamelares, mais frágeis que as de forma aproximadamente cúbica. Os dois outros elementos referem-se à textura das partículas, medindo o número de faces britadas (agregado maior que 4 mm) e a angulosidade, por respectivamente, inspecção visual e medição do tempo para escoar o agregado em condições normalizadas. O coeficiente de escoamento é influenciado pela forma e textura do agregado.

O aumento da resistência da estrutura mineral da mistura às deformações desenvolve-se, como seria previsível, em todo o espectro de temperaturas. Assim a experiência indica que quanto maior a rigidez da mistura, para um mesmo betume e sem aditivos, maior a resistência à compactação. Na Figura 2.39 apresenta-se a correlação entre a rigidez, determinada pelo ensaio de compressão uniaxial estático, e a resistência à compactação T , para várias misturas betuminosas, comprovando a afirmação anterior, Renken (2004).

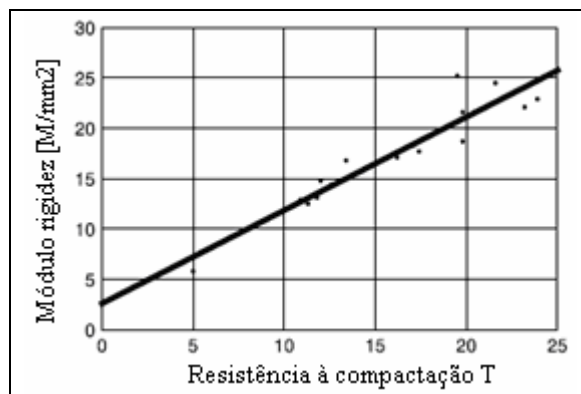


Figura 2.39 – Correlação entre a rigidez da mistura e a resistência à compactação T – Renken (2004)

Renken (2004) estudou também a influência do aumento da quantidade de agregado rolado, em detrimento de agregado britado, na resistência à compactação. O agregado rolado não tem faces britadas e a

angulosidade é baixa. De acordo com a Figura 2.40 verifica-se que nas três misturas, do tipo betão betuminoso (AC) com diferentes D_{max} , a resistência duplica da situação sem agregado britado para 100% de agregado britado. Esta evidência está de acordo com o descrito em os todos os manuais relativos a misturas betuminosas e pavimentação consultados.

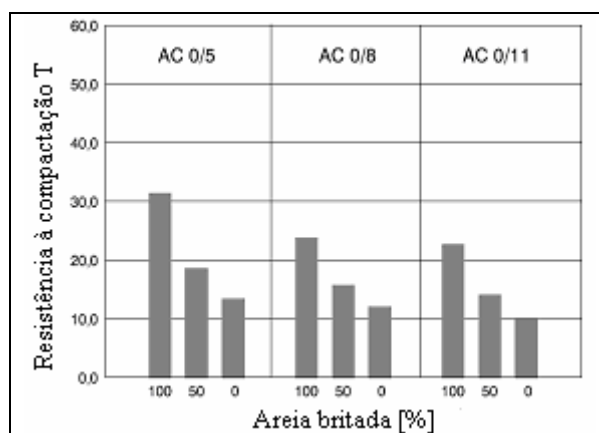


Figura 2.40 – Resistência à compactação T , função da quantidade de agregado britado em 3 misturas betuminosas – Renken (2004)

A metodologia de formulação SUPERPAVE, relativamente à textura dos agregados, exige que o agregado grosso (maior que 4,75 mm) possua uma percentagem mínima de agregado com 2 ou mais faces britadas e uma angulosidade mínima para o agregado fino (menor que 2,36 mm), definido pela porosidade do agregado compactado por queda livre de um funil em condições normalizadas.

Stakston & Bahia (2003) estudaram a influência da angulosidade do agregado fino (FAA), da origem dos agregados e do tipo e volume de betume no comportamento das misturas betuminosas à compactação no compactador giratório, com os conceitos da metodologia da Universidade do Wisconsin, presentes na Figura 2.31. A variação de FAA é obtida pela mistura de percentagens diversas de agregado britado e rolado. Os resultados permitiram concluir que o aumento de FAA induz um aumento de CDI em mais de 80% das misturas testadas, que segundo a metodologia se traduz numa menor compactabilidade da mistura em obra. O aumento é fortemente dependente da granulometria, da origem dos agregados e do tipo de betume. Relativamente ao comportamento previsível em serviço os resultados são inconclusivos pois dependendo da origem dos agregados e da granulometria pode haver aumento ou diminuição de TDI com o aumento de FAA .

Relativamente à presença de partículas lamelares e alongadas (F&E), Aho *et al.* (2001) apresentam os resultados de um estudo sobre a evolução da percentagem de partículas $F&E$ ao longo do processo construtivo de uma camada de misturas betuminosas, desde a pedreira até ao fim da compactação em obra, e no compactador giratório. A detecção da fragmentação destas partículas é avaliada pela variação dos passados no peneiro nº 4 (série ASTM) após extracção do betume, de acordo com o defendido por Brown *et al.* e Oduroh *et al.* (citados no texto). Os resultados mostraram que nos casos analisados existiu quebra de partículas $F&E$ sempre que o volume de partículas era elevado. Durante a compactação apenas se verificou

quando a espessura era diminuta enquanto para espessuras normais detectou-se durante todas as fases até chegar à pavimentadora, com dependência da classe de resistência à abrasão determinada pelo ensaio de *Los Angeles*. A compactação das mesmas misturas no compactador giratório gerou um volume de factura de partículas muito maior que o verificado durante o processo de compactação.

Os dados apresentados permitem concluir que a formulação da mistura com agregados recolhidos junto à central, a verificação da granulometria da mistura fabricada e a existência de uma espessura mínima da camada, relativamente à dimensão máxima dos agregados, torna-se ainda mais importante quando existem partículas lamelares e alongadas.

Tipo e quantidade de betume e temperatura

O betume influencia as propriedades das misturas betuminosas em função da quantidade e do tipo de betume. A quantidade de betume activo, excluindo o absorvido pelo agregado, deve ser suficiente para recobrir todas as partículas de agregado de forma a assegurar as propriedades pretendidas: estabilidade, flexibilidade, durabilidade, resistência à fadiga, impermeabilidade, trabalhabilidade e compactabilidade. A reologia do betume é dependente da temperatura, podendo o comportamento variar de perfeitamente elástico a perfeitamente viscoso apenas pela variação da temperatura. Assim a análise das duas variáveis (betume e temperatura) não pode ser dissociada.

Durante as fases de espalhamento e compactação pretende-se que o betume/mastique actue como lubrificante de forma a permitir que as partículas de agregado se movimentem no sentido de uma estrutura compacta, resistente e durável, e simultaneamente que dote a mistura da coesão necessária. Estas funções dependem da espessura do filme de betume que recobre as partículas, função da quantidade de betume, e da viscosidade do betume, função do tipo de betume e da temperatura da mistura. A viscosidade é uma medida do atrito interno de um fluido.

Segundo Chadbourn *et al.* (1998) e Nijboer (1942, 1948), citado em Huerne (2004), como a viscosidade do betume varia com a temperatura, a temperatura óptima é a que permite uma menor resistência ao corte entre as partículas de agregado, admitindo que a mistura betuminosa consegue suportar as cargas dos cilindros sem deformações elevadas. Para temperaturas menores o betume é muito viscoso e aumenta a resistência ao movimento das partículas enquanto para temperaturas mais altas, como a viscosidade é baixa, a película de recobrimento não actua e o atrito inter-partículas dificulta o movimento do agregado. Segundo Nijboer o betume actua como lubrificante parcialmente hidrostático, pois apenas consegue baixar ligeiramente o atrito “seco” em comparação à utilização de água, fluido não lubrificante. Se a temperatura for muito elevada, viscosidade muito baixa, a mistura não possui coesão e não consegue resistir aos esforços dos cilindros, originando compactações e descompactações sucessivas. Na Figura 2.41 é ilustrada a variação do grau de compactação de provetes compactados em laboratório com o compactador Marshall a diferentes

temperaturas (40-175 °C), podendo concluir-se que existe um patamar de temperaturas no qual é possível atingir um G_c similar e para temperaturas decrescentes o G_c final acompanha esta variação.

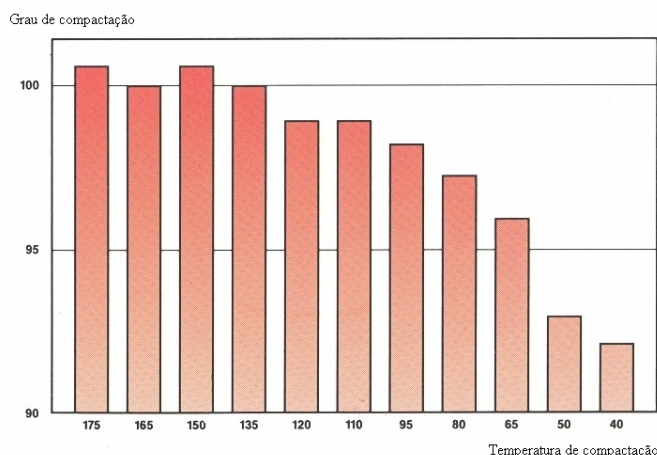


Figura 2.41 – Influência da temperatura no grau de compactação de provetes laboratoriais, após 50 pancadas no compactador Marshall – DYNAPAC (1989)

De acordo com inúmeros autores, DYNAPAC (1989), HAMM (1999), Jönsson (2000), BOMAG (2003), Stakston & Bahia (2003), Renken (2004), na generalidade uma maior quantidade de betume facilita a compactação. Na Figura 2.42 é ilustrada a variação da resistência à compactação T , segundo a norma EN12697-10 (2001), para três tipos de misturas betuminosas, determinada por Renken. Em todas se verifica um decrescimento da resistência com o aumento da quantidade de betume, embora com amplitudes de variação dependentes do tipo de mistura (restantes propriedades da mistura).

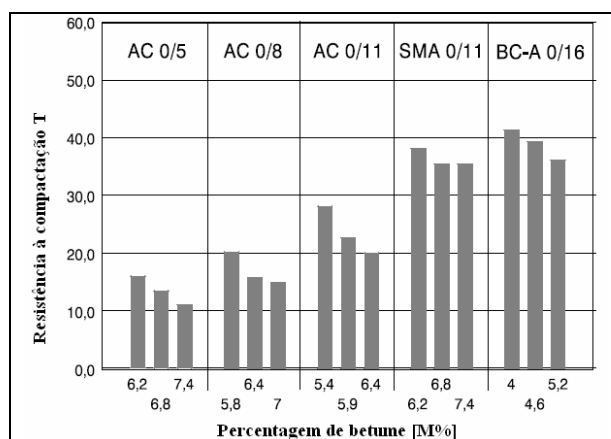


Figura 2.42 – Resistência à compactação T , função da quantidade de betume em 3 misturas betuminosas – Renken (2004)

Segundo Paulmann (1969), citado em Huerne (2004), se o volume de betume continuar a aumentar as bolhas de ar presas na mistura betuminosa e o betume vão pressionar as partículas de agregado impedindo a sua aproximação e consequentemente a formação da estrutura mineral densa e resistente pretendida.

Em função da quantidade e tipo de betume, granulometria e propriedades dos agregados, as misturas betuminosas apresentam diferentes susceptibilidades térmicas. Na Figura 2.43 é ilustrada a variação do esforço de compactação E_2 , número de pancadas Marshall para obter um determinado grau de compactação, com a temperatura de compactação, para duas misturas diferentes. Ambas as misturas aumentam o esforço

de compactação E_2 com a diminuição da temperatura, para o mesmo grau de compactação pretendido. No entanto, verifica-se que a mistura a) apresenta uma pequena susceptibilidade térmica, pois entre a 110 e 160 °C o aumento de E_2 é pequeno, enquanto a mistura b) apresenta uma grande susceptibilidade à temperatura de compactação.

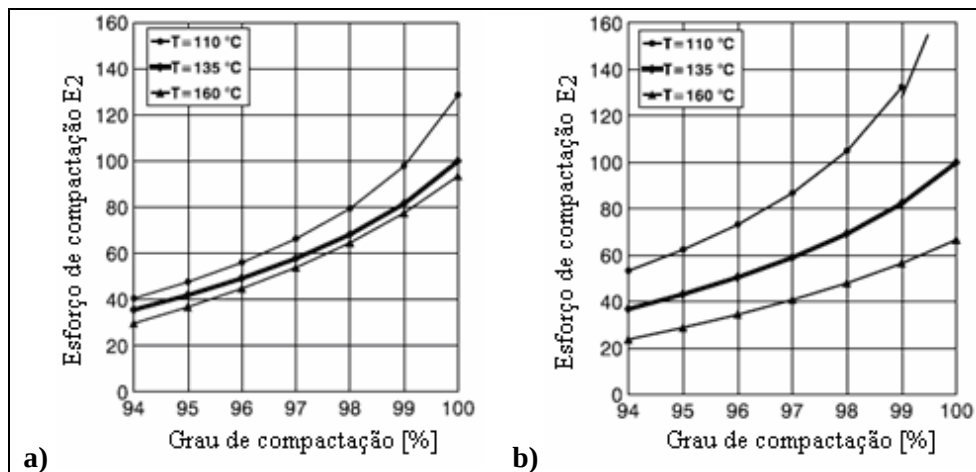


Figura 2.43 – Variação do esforço de compactação E_2 com o G_c , função da temperatura, para duas misturas com susceptibilidades térmicas diferentes – Renken (2004)

Tradicionalmente, para a formulação das misturas betuminosas em laboratório, os cadernos de encargos, APORBET (1998), JAE (1998), definiam que as temperaturas de mistura e compactação deveriam ser determinadas com base no diagrama BTCD – *Bitumen Test Chart Data*, desenvolvido por Heukelom, para uma viscosidade cinemática de mistura e compactação, respectivamente, 170 ± 20 cSt e 280 ± 30 cSt. Segundo Khatri *et al.* (2001) estes valores são utilizados à mais de 40 anos desconhecendo-se as razões da sua definição inicial. A mistura deve ser produzida na central de misturas à mesma temperatura utilizada em laboratório, enquanto para a compactação, SHELL (2003) aconselha a execução para um intervalo de temperatura equivalente ao intervalo de viscosidade 2 – 20 Pa.s. A temperatura de compactação em obra é afectada por diversos factores, como a distância de transporte da central à obra, o equipamento de transporte, os meios disponíveis em obra, a espessura da camada, condições atmosféricas, etc. Estes conceitos são representados na Figura 2.44 para um betume puro, com indicação das dificuldades fora dos limites definidos.

A normativa europeia relativamente à compactação laboratorial, EN 12697 partes 30, 31, 32 e 33 indicam diferentes formas de especificar a temperatura de mistura e compactação. As partes 30 e 33, referentes à compactação com o compactador por impacto (Marshall) e vibratório, respectivamente, indicam que devem ser seguidas as temperaturas de mistura definidas pela parte 35 da mesma norma (condições de mistura em laboratório) no caso de betumes puros e definida pelo fabricante para os betumes modificados. As partes 32 e 34, referentes à compactação com o compactador giratório e de rolo, respectivamente, indicam que as temperaturas de mistura devem ser as definidas na parte 35 e de compactação na parte respectiva, 32 e 34. Por outro lado a parte 35 indica que para os betumes modificados a temperatura de referência deve ser determinada de modo a que apresente a mesma viscosidade cinemática que o betumes puros, medida com o viscosímetro capilar (EN 12595). Esta forma de definição contraria a metodologia anteriormente utilizada,

dependente da viscosidade, cujas temperaturas eram definidas para cada betume individualmente, em vez de fixa para cada classe.

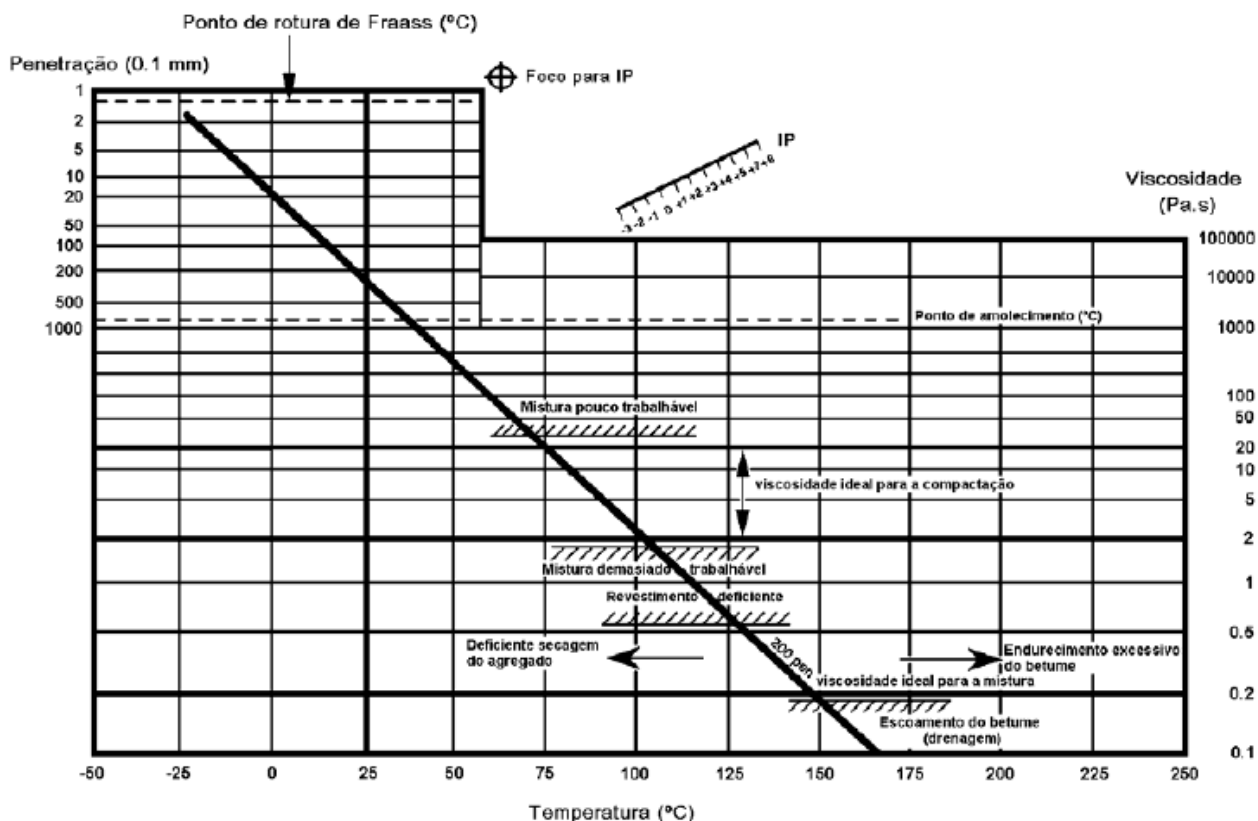
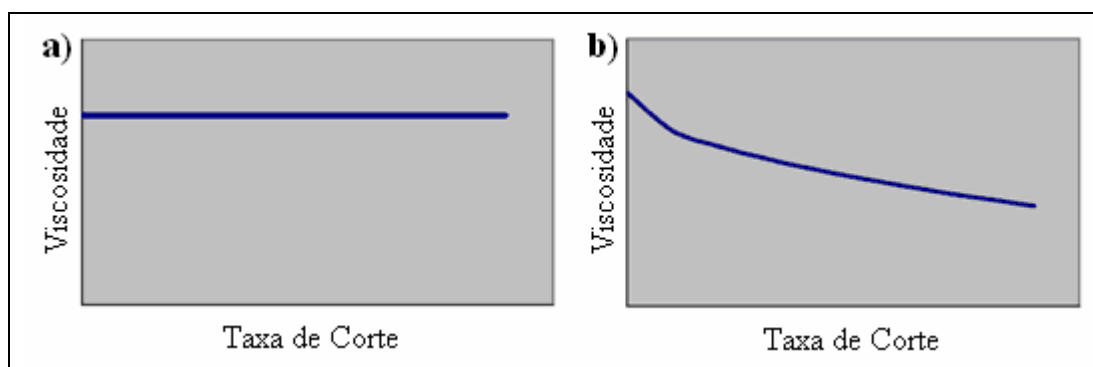


Figura 2.44 – Diagrama BTCD: viscosidades “ideais” para a mistura e compactação de misturas betuminosas – SHELL (1990)

Se no caso dos betumes puros, considerando os valores da viscosidade aconselhados como verdadeiros, não existem dificuldades adicionais, no caso dos betumes modificados a situação altera-se. Segundo diversos investigadores, Yildirim *et al.* (2000), Bahia *et al.* (2001), Khatri *et al.* (2001), Stuart (2001), Azari *et al.* (2003), Salomon & Zhai (2004), Yildirim *et al.* (2006) as temperaturas determinadas pelo método são demasiado elevadas, com risco de separação do aditivo do betume, envelhecimento excessivo, libertação de fumos tóxicos, etc. O problema deriva do facto da metodologia ter sido desenvolvida para os betumes puros que apresentam um comportamento Newtoniano a temperaturas elevadas ao contrário dos betumes modificados.

A viscosidade de um fluido é igual ao rácio entre a tensão de corte e a taxa de corte. Os betumes puros apresentam uma viscosidade única para cada temperatura enquanto os betumes modificados não. Nestes a viscosidade, para cada temperatura, varia na proporção inversa da taxa de corte, designado de comportamento não-Newtoniano, pseudoplástico ou *Shear-thinning*. Na Figura 2.45 ilustram-se os dois comportamentos distintos.



Para a medição da viscosidade são utilizados diversos equipamentos, com princípios de medição distintos, conforme as temperaturas de análise. Não existe um equipamento capaz de medir a viscosidade na totalidade do intervalo de temperaturas com interesse ao engenheiro rodoviário. Os viscosímetros de tubo capilar e rotacionais são os mais utilizados. Nos do primeiro tipo é difícil ou mesmo impossível controlar a taxa de corte aplicada enquanto nos do segundo tipo é simples.

Nos últimos anos os investigadores atrás referidos têm procurado um critério de definição das temperaturas adequadas de mistura e compactação para os betumes modificados. A experiência em obra e em laboratório indica que não são necessárias temperaturas tão altas como as determinadas pelo procedimento padrão dos betumes puros para obter a mesma baridade. No entanto, Azari *et al.* (2003) determinaram as propriedades físicas e mecânicas de provetes laboratoriais compactados a diferentes temperaturas tendo concluído que existem diferenças entre os provetes, podendo definir-se um intervalo mais restrito do que o definido apenas pelo valor global da baridade. Com temperaturas mais altas existe maior envelhecimento e reorientação dos agregados, equilibrando-se os efeitos opostos.

A dificuldade da determinação das temperaturas adequadas está no desconhecimento das taxas reais de corte durante a compactação. É unânime que as taxas deverão variar durante o processo, no entanto na definição de um valor de referência existem diversas opiniões.

Yildirim *et al.* (2000), Yildirim *et al.* (2006) defendem que as taxas de corte deverão ser mais elevadas que as utilizadas normalmente nas medições de betumes puros ($6,8 \text{ s}^{-1}$ com o viscosímetro de Brookfield), da ordem de 500 s^{-1} . Este valor foi determinado com o pressuposto de que provetes fabricados com betumes diferentes atingem a mesma baridade, no compactador giratório, quando o betume apresenta a mesma viscosidade. Assim determinaram a relação entre a temperatura de compactação e a baridade final para várias misturas betuminosas e a variação da viscosidade com a taxa de corte dos betumes modificados a diferentes temperaturas. Com base na mistura padrão, fabricada com betume puro, determinaram a taxa de corte para cinco misturas de modo a que os betumes puro e modificado apresentassem a mesma viscosidade à temperatura de compactação com igual baridade dos dois tipos de provetes. O valor médio da taxa de corte determinada foi 497 s^{-1} . No estudo mais recente propõem adicionalmente o aumento dos valores da

viscosidade de referência de mistura e compactação para, respectivamente, 275 cSt e 550 cSt.

Bahia *et al.* (2001), Khatri *et al.* (2001), Stuart (2001) defendem que as taxas de corte deverão ser mais baixas que as utilizadas normalmente nas medições de betumes puros, da ordem de $0,001 \text{ s}^{-1}$ ou nula, designada de ZSV – *Zero Shear Viscosity*. Através da análise da influência da viscosidade na porosidade final das misturas fabricadas com diferentes betumes, modificados e puros, concluíram que, na generalidade dos casos, para igual viscosidade (viscosímetro de Brookfield – $6,8 \text{ s}^{-1}$) a porosidade é maior nas misturas com betumes modificados. Com o mesmo pressuposto dos autores anteriores, inferiram que a viscosidade na mistura durante a compactação deverá ser superior, o que apenas é possível se as taxas de corte relevantes forem mais baixas que as do ensaio com o viscosímetro de Brookfield, Figura 2.45. Posteriormente comparando as viscosidades para taxas de corte muito baixas com as baridades e as temperaturas fixaram os valores de referência de mistura e compactação, respectivamente, em 3 Pa.s e 6 Pa.s. Com estes valores de viscosidade, a taxas de corte quase nulas, é possível segundo os diversos autores obter uma mistura e compactação adequadas, a temperaturas razoáveis, inferiores a $160 \text{ }^{\circ}\text{C}$. Numa abordagem mais simplificada, considerando a definição das temperaturas de referência a partir das viscosidades determinadas com o viscosímetro de Brookfield a $6,8 \text{ s}^{-1}$ propõem considerar, para a compactação, os valores $1,1 \pm 0,2 \text{ Pa.s}$ ou $1,4 \pm 0,1 \text{ Pa.s}$ consoante os autores, em vez de $0,17 \text{ Pa.s}$.

De acordo com o apresentado anteriormente, nas misturas betuminosas o betume encontra-se ligado ao agregado fino e filer. As propriedades do masticue são muito influenciadas pelas características físicas e químicas do filer, que determinam o tipo de ligações entre os dois materiais. Airey & Westwood (2004) mediram a viscosidade de mastiques, constituídos apenas por filer e betume, com o viscosímetro de Brookfield, tendo verificado que independentemente da natureza do betume, com ou sem aditivos, o masticue apresenta sempre comportamento não-Newtoniano. Este indício traz ainda mais complexidade à definição das temperaturas ideais de mistura e compactação das misturas betuminosas.

Resumo

A partir de todos os elementos apresentados foi elaborado um quadro resumo com a influência mais provável da variação dos parâmetros da mistura, no que respeita à compactação.

	Parâmetro	Variação	Efeito
Agregados	Granulometria	Descontínua a contínua	Melhora
	Textura	Diminuição	Melhora
	Forma	Alongada a cúbica	Irrelevante
	Relação espessura/Dmax	Menor que 3	Dificulta
	Absorção	Aumento	Dificulta (se não prevista)
	Filer	Aumento (baixas percentagens totais)	Melhora
Betume	Quantidade	Aumento	Melhora
	Viscosidade	Aumento	Depende dos valores

Tabela 2.2 – Efeito da variação de alguns parâmetros na compactabilidade das misturas betuminosas

2.5.3 Previsão da compactabilidade e do trabalho de compactação – FGSV (2004)

A partir da metodologia de medição da compactabilidade presente na norma EN12697-10 (2001), Renken e a sua equipa determinaram regressões para o cálculo da resistência à compactação T e trabalho de compactação E_2 para várias misturas betuminosas, a partir de medições em laboratório. Foram alteradas as propriedades das misturas, dentro do intervalo de valores correntes, de forma a avaliar a influência nas variáveis T e E_2 .

De acordo com a norma referida o parâmetro T é equivalente ao parâmetro C , presente na expressão (2.17), com monitorização da evolução da compactação com o compactador por impacto (Marshall), diferindo apenas a variável monitorizada. O parâmetro T é aplicado quando é monitorizada a espessura do provete e C quando é monitorizada a baridade. O parâmetro E_2 é igual ao número de pancadas aplicadas em cada face do provete, e equivalente ao parâmetro S da expressão (2.17).

A expressão geral de T é:

$$T = a_0 + a_1 \times P_b + a_2 \times F + a_{31} \times SPL + a_{32} \times SPL^2 + a_4 \times D_{\max} + a_5 \times BS + a_6 \times Fa \quad (2.25)$$

Em que:

T – resistência à compactação (21 N.m)

$a_0 \dots a_6$ – coeficientes da regressão

P_b – percentagem de betume em massa na mistura (%)

F – percentagem de filler (<0,090 mm) em massa na mistura (%)

SPL – percentagem de agregado grosso (>2 mm) em massa na mistura (%)

$D_{\max}$ – dimensão máxima do agregado na mistura (mm)

BS – percentagem de agregado britado na mistura (%)

Fa – percentagem de fibras em massa na mistura (%)

Os coeficientes a_i da expressão, para cada tipo de misturas betuminosas, são apresentados na Tabela 2.3.

Mistura betuminosa	Composição							
		P_b	F	SPL	SPL^2	$D_{\max}$	BS	Fa
	a_0	a_1	a_2	a_{31}	a_{32}	a_4	a_5	a_6
Betão betuminoso 0/5 a 0/16 mm	124,6	-6,51	-2,22	-1,551	0,016	-1,38	0,153	–
SMA 0/8 a 0/11 mm	-32,6	-4,51	-0,86	1,787	0	-1,80	–	-11,2
Mistura de regularização 0/16 mm	122,3	-2,01	-1,09	-2,778	0,027	–	–	–

Tabela 2.3 – Coeficientes a_i para o cálculo da resistência à compactação T – FGSV (2004)

A expressão geral de E_2 é:

$$E_2 = \left[a_0 + a_1 \times P_b + a_2 \times F + a_{31} \times SPL + a_{32} \times SPL^2 + a_4 \times D_{\max} + a_5 \times BS \right] \frac{1 - G_c}{1 - 0,97} + 100 \cdot \frac{G_c - 0,97}{1 - 0,97} \quad (2.26)$$

Em que:

E_2 – trabalho de compactação para atingir o grau de compactação G_c (21 N.m)

$a_0 \dots a_6$ – coeficientes da regressão

P_b – percentagem de betume em massa na mistura (%)

F – percentagem de filler (<0,090 mm) em massa na mistura (%)

SPL – percentagem de agregado grosso (>2 mm) em massa na mistura (%)

$D_{\max}$ – dimensão máxima do agregado na mistura (mm)

- BS – percentagem de agregado britado na mistura (%)
 Fa – percentagem de fibras em massa na mistura (%)
 Gc – grau de compactação, referente à baridade dos provetes compactados em laboratório (-)

Os coeficientes a_i da expressão, para cada um dos tipos de misturas, são apresentados na Tabela 2.4.

Mistura betuminosa	Composição						
		P_b	F	SPL	SPL^2	D_{max}	BS
	a_0	a_1	a_2	a_{31}	a_{32}	a_4	a_5
Betão betuminoso 0/5 a 0/16 mm	166,6	-9,46	-2,71	-1,854	0,021	-2,07	0,279
SMA 0/8 a 0/11 mm	19,7	-4,94	-0,76	1,270	0,0	-1,14	–
Mistura de regularização 0/16 mm	22,2	-2,09	0,0	0,764	-0,0009	–	–

Tabela 2.4 – Coeficientes a_i para o cálculo do trabalho de compactação E_2 – FGSV (2004)

Com base no trabalho em laboratório descrito, os autores conduziram algumas experiências em obra com as quais determinaram a seguinte expressão de cálculo do número de passagens de um cilindro de rasto liso nos modos “estático” e vibratório, para duas das misturas betuminosas estudadas em laboratório.

$$N(k) = a \times T_0^b \times [E_2(Gc, T = 135^\circ C)]^c \times m_w^d \cdot Gc^e \quad (2.27)$$

Em que:

- $N(Gc)$ – número de passagens para atingir o grau de compactação Gc (-)
 a, b, c, d, e – coeficientes da regressão
 T_0 – temperatura inicial de compactação ($^\circ C$)
 $E_2(Gc, T=135^\circ C)$ – trabalho de compactação para atingir o grau de compactação Gc à temperatura de $135^\circ C$ (21 N.m)
 m_w – massa total do cilindro (ton)
 Gc – grau de compactação, referente à baridade dos provetes compactados em laboratório (-)

Os coeficientes da expressão, para cada um dos tipos de misturas, são apresentados na Tabela 2.5.

Mistura betuminosa	Modo de compactação	Composição				
		a	b	c	d	e
Mistura de regularização 0/11 mm	Estático	900	-1,0812	0,2800	-0,0001	19,00
	Vibratório	9000	-1,2555	0,5558	-1,4232	21,61
SMA 0/11 mm	Estático	44,9	-0,6620	0,7990	-0,4809	20,59
	Vibratório	900	-0,6047	0,4903	-1,7196	14,89

Tabela 2.5 – Coeficientes para o cálculo do número de passagens do cilindro – FGSV (2004)

2.6 Tempo disponível para a compactação

De acordo com o apresentado anteriormente pretende-se que durante as fases de espalhamento e compactação o betume/mastique actue como lubrificante de forma a permitir que as partículas de agregado se movimentem no sentido de uma estrutura compacta, resistente, durável. Esta função depende da espessura do filme de betume que recobre as partículas, função da quantidade de betume, e da viscosidade do betume, função do tipo de betume e da temperatura da mistura betuminosa. A temperatura óptima é a que permite uma menor resistência ao corte entre as partículas de agregado. Para temperaturas menores o betume é muito viscoso e aumenta a resistência ao movimento das partículas. A regra geral é considerar que o intervalo de

temperaturas definidas pelos limites de viscosidade 2 e 20 Pa.s do betume permitem obter a baridade desejada em condições correntes de execução. A experiência indica que, para a generalidade das misturas betuminosas e betumes, a temperaturas menores que 90-100°C não é possível atingir uma compactação adequada.

Após a pavimentação a camada apresenta uma temperatura elevada e homogênea que vai diminuindo devido às trocas de calor com o meio envolvente, mais frio, até que o sistema se apresente em equilíbrio (temperatura ambiente). Este intervalo de tempo é definido como o período de arrefecimento. Já o tempo disponível para a compactação é o intervalo de tempo entre a pavimentação e o momento em que a mistura betuminosa atinge uma temperatura que não permite mais ser compactada eficazmente. De outra forma, o tempo disponível para a compactação é a fracção inicial do período de arrefecimento.

De acordo com a experiência, a espessura da camada, a temperatura do ar e a velocidade do vento são os maiores condicionantes da variação da temperatura e do tempo disponível para a compactação. Na Figura 2.46 compara-se a evolução da temperatura de duas camadas de espessura distinta, em condições não favoráveis. Verifica-se que a camada mais espessa consegue reter uma temperatura elevada no seu interior durante bastante tempo, enquanto a camada fina dispõe de menos de 5 minutos para se proceder à correcta compactação. Em casos de velocidade do vento elevada a superfície pode arrefecer muito rapidamente, endurecimento elevado, originando fendilhação durante as passagens do cilindro, apesar de no interior da camada a temperatura ser adequada à compactação. Como as misturas betuminosas só podem ser compactadas durante esse período é fundamental poder prever a sua duração.

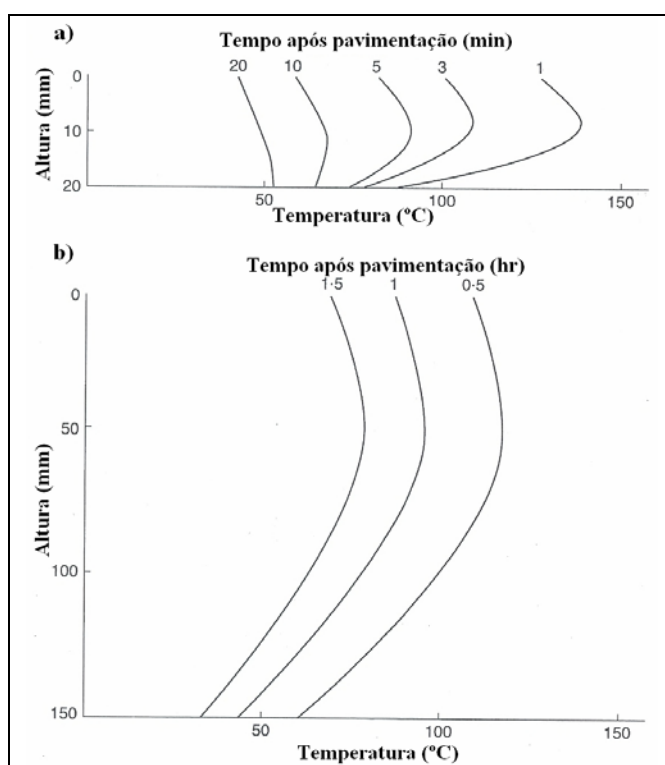


Figura 2.46 – Evolução da temperatura ao longo da espessura da camada – SHELL (2003)

As trocas de calor entre a mistura betuminosa e o meio envolvente são de três tipos: condução, convecção e radiação. Estes fenómenos são representados esquematicamente na Figura 2.47.

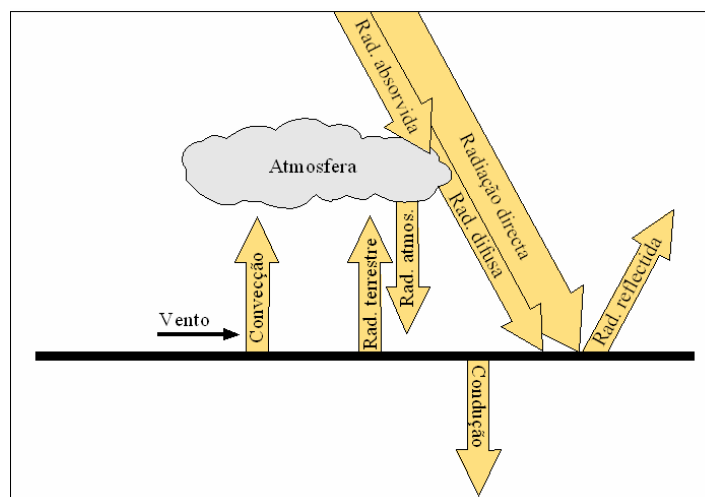


Figura 2.47 – Trocas de calor entre a camada pavimentada e a envolvente – Pilate (2007)

Condução

A condução é fluxo de calor no sentido do material, neste caso, na camada betuminosa e nas camadas subjacentes na direcção vertical. A condução de calor é descrita pela Lei de Fourier, que indica que o fluxo de calor numa determinada direcção z , q_z (W/m²), é proporcional ao gradiente de temperatura nessa direcção $\delta T/\delta z$. A constante de proporcionalidade, k (W/m.°C), é designada de condutividade térmica. A condução de calor unidimensional, para um meio isotrópico, é descrita pela expressão (2.28).

$$q_z = -k \frac{\delta T}{\delta z} \quad (2.28)$$

No caso de fluxo de calor transiente unidimensional, a partir da expressão geral (2.28) obtém-se a expressão (2.29).

$$\frac{\delta^2 T}{\delta z^2} = \frac{1}{\alpha} \frac{\delta T}{\delta t} \quad (2.29)$$

A velocidade do fluxo de calor é dada pela difusividade térmica, α (m²/s), que se relaciona com a condutividade térmica k , a capacidade calorífica c (J/kg.°C) e a massa volúmica do material ρ (kg/m³) de acordo com a expressão (2.30). A capacidade calorífica é igual à energia necessária para elevar a temperatura do material em 1 grau.

$$\alpha = \frac{k}{\rho \times c} \quad (2.30)$$

O conhecimento das propriedades térmicas, no mínimo duas, é fundamental para a predição das trocas de calor por condução. Wolfe & Heath (1983), Chadbourn *et al.* (1998), Pilate (2007), no âmbito da previsão da variação da temperatura em camadas de misturas betuminosas, resumem valores das propriedades para diversos materiais a partir de fontes bibliográficas e/ou medições em laboratório.

A condutividade térmica apresenta valores muito diversos conforme as fontes, podendo variar de 0,50 a 2,50 W/m.°C (1 W/m.°C = 1 W/m.K). Para as misturas betuminosas a condutividade térmica varia com a

granulometria e tipo de agregado, o betume, a baridade e a temperatura. Na Figura 2.48 são ilustrados os resultados obtidos por Chadbourn *et al.* (1998) em laboratório para duas misturas betuminosas diferentes, a diferentes temperaturas e baridade. A variação com a temperatura é semelhante nas duas misturas ao contrário da baridade que na mistura de granulometria contínua (DC) praticamente não tem influência enquanto na SMA quase duplica o valor inicial.

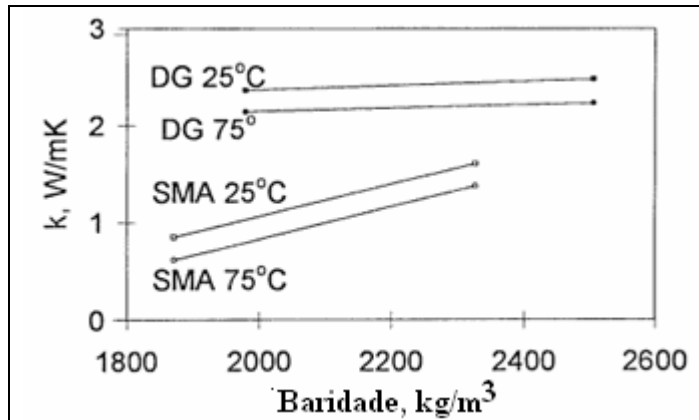


Figura 2.48 – Variação da condutividade térmica com a temperatura e baridade para duas misturas betuminosas de granulometria diferente – Chadbourn *et al.* (1998)

Os autores referidos não encontraram muitas referências a valores da capacidade calorífica, no entanto os valores referidos apresentam uma pequena variabilidade (870 a 1000 J/kg.°C).

Relativamente à difusividade térmica foram encontrados valores bastante diferentes na bibliografia. Chadbourn *et al.* (1998) mediram em laboratório esta propriedade, obtendo os valores representados na Figura 2.49. Verifica-se grande variação com a temperatura e menor com a baridade, exceção à mistura tipo SMA e menor temperatura. Na Figura 2.50 é representada a variação da taxa de arrefecimento prevista para uma camada de misturas betuminosas com diferentes espessuras, com base na variação da difusividade térmica e condutividade térmica. Pode concluir-se que estas propriedades são determinantes no tempo de arrefecimento.

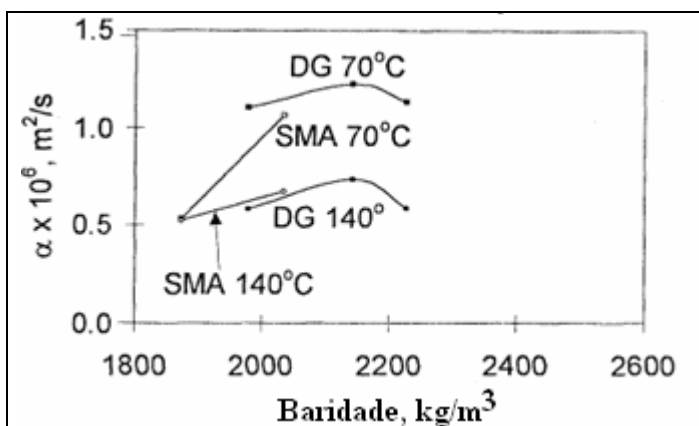


Figura 2.49 – Variação da difusividade térmica com a temperatura e baridade para duas misturas betuminosas de granulometria diferente – Chadbourn *et al.* (1998)

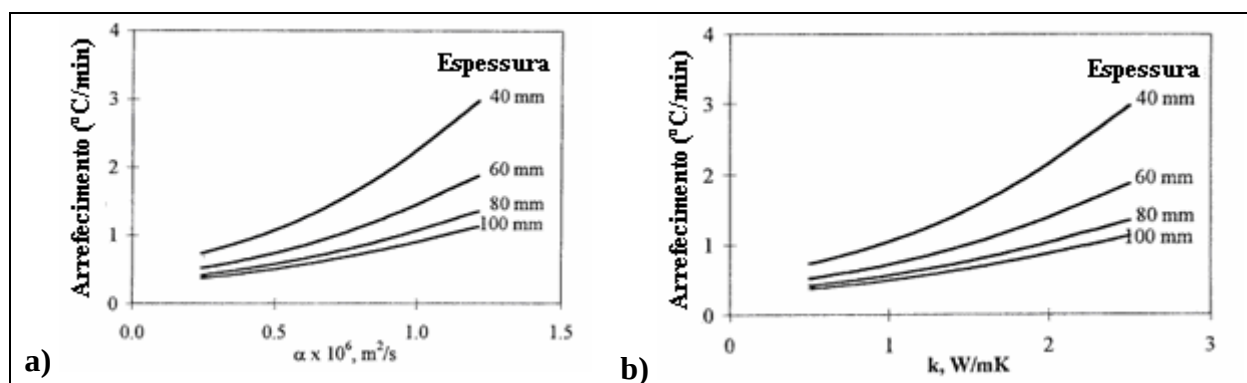


Figura 2.50 – Variação da taxa de arrefecimento da camada com a difusividade térmica a) e a condutividade térmica b) para diferentes espessuras da camada – Chadbourn *et al.* (1998)

Todos os autores referem que, apesar da influência da temperatura, baridade e composição das misturas, uma parte importante da dispersão de valores das propriedades térmicas encontradas na bibliografia advém das diferentes metodologias de medição em laboratório. Os equipamentos normalizados não se encontram adaptados para as misturas betuminosas, sendo corrente encontrar adaptações ou novos métodos nas metodologias descritas.

Convecção

A transferência de calor por convecção acontece entre uma superfície sólida e um fluido, que neste caso se origina entre a superfície da camada pavimentada e o ar, que se move de acordo com a velocidade do vento. Este tipo de convecção é designado de convecção forçada, podendo ser estimada com base na expressão (2.31).

$$q = h (T_f - T_s) \quad (2.31)$$

Em que:

- q – densidade de fluxo de calor (W/m^2)
- h – coeficiente de convecção ($W/m^2 \cdot ^\circ C$)
- T_f – temperatura do fluido no ponto M ($^\circ C$)
- T_s – temperatura da superfície ($^\circ C$)

O coeficiente de convecção é dificilmente estimado na prática, sendo dependente da velocidade do vento, da temperatura do ar e do estado da superfície. Diferentes autores propõem expressões diversas.

Radiação

A radiação é o método de transferência de energia calorífera ou de qualquer outra forma de energia emitida sob a forma de ondas ou partículas, que não necessita de um material como meio de propagação. Existem três formas de radiação: solar, atmosférica e terrestre.

A radiação solar é a energia emitida pelo sol e que chega a qualquer superfície na Terra sob a forma de energia solar directa e difusa. Parte da energia é absorvida pela superfície, dependendo das características da superfície, e a restante reflectida. A radiação directa pode ser definida como o fluxo energético transmitido

num determinado ângulo limitado pelo disco solar.

A radiação solar que chega a uma determinada superfície é influenciada por muitos factores, uns ligados à revolução do planeta (rotação, inclinação do eixo de rotação e altura do sol) e outros à escala terrestre (clima, poluição, local, etc.). Os factores ligados à revolução da Terra e à localização da superfície em análise são definidos exactamente com base no conhecimento do fenómeno físico de rotação e translação, tal como descritos por Pilate (2007). Os factores mais complexos estão relacionados com a atenuação da radiação solar emitida na atmosfera, dependente da constituição em cada zona do globo e da nublosidade em cada instante no local. A radiação prevista em cada local e altura do ano pode ser encontrada em atlas como por exemplo o *The european solar radiation atlas, École des Mines de Paris, 2000*. Relativamente ao problema em análise, Chadbourn *et al.* (1998), Pilate (2007) apresentam metodologias detalhadas relativamente ao cálculo da radiação solar efectivamente recebida pela camada de misturas betuminosas, a partir de pesquisa bibliográfica.

A energia absorvida pelos constituintes da atmosfera, que provoca um aquecimento das moléculas, é convertida essencialmente em energia radiante de elevado comprimento de onda (radiação atmosférica). Segundo a Lei de Stephan-Boltzmann a radiação emitida por um corpo é proporcional à quarta potência da temperatura, de acordo com a expressão (2.32).

$$q = \varepsilon \times \sigma \times (T_1^4 - T_2^4) \quad (2.32)$$

Em que:

- q – densidade de fluxo de calor (W/m²)
- ε – emissividade do corpo
- σ – constante de Stephan-Boltzmann (5,67 × 10⁻⁸ W/m².°C⁴)
- T₁ – temperatura do corpo 1 (°C)
- T₂ – temperatura do corpo 2 (°C)

Pelo mesmo princípio físico da radiação atmosférica também a superfície terrestre emite radiação de grande comprimento de onda (infra-vermelhos) em direcção à abóbada celeste, radiação terrestre, definida pela expressão (2.32).

Da radiação total que atinge o pavimento, solar e atmosférica, 10 a 20 % é reflectida.

Com base nos princípios físicos das trocas de calor entre a camada pavimentada e a envolvente, e/ou em medições laboratoriais e de campo, têm sido propostos ao longo do tempo diversos modelos numéricos para a determinação do tempo de arrefecimento. O mais simples foi desenvolvido por J.R. Brown e M.E. Daines, citado por Azevedo, M. C. (1993), o qual calcula o período de arrefecimento *t* pela expressão (2.33). Existe uma grande dependência da espessura, devido à predominância do fenómeno de condução, evidenciado em diversos estudos experimentais. De acordo com as medições de Azevedo, M. C. (1993) este modelo apresenta um erro elevado.

$$t = k \times h^{1.8} \quad (2.33)$$

Em que:

- t – período de arrefecimento, desde a temperatura inicial até atingir a ambiente (min)
 k – parâmetro, cujo valor depende das condições meteorológicas e das temperaturas inicial e final, consultado em ábacos
 h – espessura da camada (mm)

Outros modelos mais complexos foram desenvolvidos por Wolfe & Heath (1983), Chadbourn *et al.* (1998), Huayang & Kindberg (2000), Pilate (2007). Os três últimos deram origem a *softwares* em ambiente *Windows*, respectivamente, o *Pavecool*, o *PaveComp* e o *EvalTREB LE*. Na Tabela 2.6 resumem-se as opções de cálculo de cada modelo.

Condução	Convecção	Radiação		
		Solar	Atmosférica	Terrestre
Pavecool – desenvolvido por Chadbourn <i>et al.</i> (1998) – modelo numérico de diferenças finitas aplicado a cada uma das N sub-camadas que compõem as camadas do pavimento, com evolução da baridade (predefinida e igualmente distribuída pelas camadas que representam a camada pavimentada) e propriedades térmicas (função da temperatura e da baridade). Aplicação à previsão da evolução da temperatura e determinação do tempo disponível para compactação.				
k – 0,50 a 2,50 W/m.°C c – 800 a 1100 J/kg.°C α – 0,2 a 1,4×10 ⁻⁶ m²/s Mist. betuminosas	h = 7,4 + 6,39 × V ^{0,75} h (W/m².°C) V – velocidade do vento (m/s)	q = a × G a = 0,85 G= Radiação directa	Não considerado	q = ε×σ× (T ₁ ⁴ -T ₂ ⁴) ε = 0,95 T ₁ – temp. da superfície T ₂ – temp. média do ar
Modelo desenvolvido por Wolfe & Heath (1983) – modelo numérico aplicado à globalidade da camada com constância da baridade e das propriedades térmicas. Aplicação à previsão da evolução da temperatura e determinação do tempo disponível para compactação.				
k – 1,75 W/m.°C c – 878 a 962 J/kg.°C ρ – 2,15 a 2,50 g/cm³ Mist. betuminosas	h = 1,3 + 0,6 × V ^{0,75} h (W/m².°C) V – velocidade do vento (mil/h)	Não considerado	Não considerado	Não considerado
EvalTREB LE – desenvolvido por Pilate (2007) – modelo numérico aplicado a todas as camadas do pavimento com constância da baridade e das propriedades térmicas. Aplicação à determinação do tempo de arrefecimento para previsão da abertura da via ao tráfego.				
k – 0,70 W/m.°C c – 880 J/kg.°C ρ – 2,40 g/cm³ Mist. betuminosas	$h = \frac{1.163 \times (4.84 + 3.36 \times V) \times 294.16}{273.16 + T_{ar}}$ h (W/m².°C) V – velocidade do vento (m/s)	q = a × G a = 0,85 G = radiação directa + difusa	q=ε×σ×(T _{ar} +273,16) ⁴ ε = função de T _{ar} e da nublosidade	q=ε×σ×(T _s +273,16) ⁴ ε = 0,88 – 0,95 T _s – temp. da superfície
PaveComp – desenvolvido para empresa DYNAPAC por Huayang & Kindberg (2000) – Aplicação à previsão da evolução da temperatura e determinação do tempo disponível para compactação.				
Considerado mas não descrito	Considerado mas não descrito	Não considerado	Não considerado	Não considerado

Tabela 2.6 – Resumo das opções de cálculo consideradas nos diversos modelos numéricos

Os *softwares PaveComp* e *Pavecool* são aplicados no Capítulo 5 para a preparação do trecho experimental e comparação com a variação da temperatura real.

2.7 Controlo da compactação

O controlo da compactação pode ser definido como a medição das variáveis relacionadas com a compactação, de acordo com o definido em 2.3. A variável que permite a definição do estado de compactação de um provete, laboratorial ou extraído em obra, é a baridade. Posteriormente pode ser utilizada para o cálculo do grau de compactação ou da porosidade do provete, normalmente as variáveis de controlo, e

restantes propriedades volumétricas. É fundamental que os métodos utilizados meçam adequadamente esta propriedade. Existem métodos de medição em laboratório e em *in-situ*.

Os métodos de controlo de compactação são apresentados neste trabalho antes da descrição dos meios em compactação porque existem cilindros inovadores, ditos “inteligentes”, que permitem também o controlo da compactação.

2.7.1 Métodos laboratoriais

Os métodos laboratoriais de medição da baridade de provetes de mistura betuminosa, moldados em laboratório ou extraídos do pavimento, podem ser divididos em 2 grupos: tradicionais e inovadores. Os tradicionais calculam a baridade como o rácio da massa pelo volume do provete enquanto os inovadores utilizam equipamentos especiais como por exemplo através de raios Gama.

Os métodos tradicionais são:

- a) Baridade a seco;
- b) Baridade com provetes saturados com superfície seca;
- c) Baridade com provetes selados;
- d) Baridade geométrica.

Estes diferem no procedimento de cálculo do volume do provete. Os três primeiros baseiam-se no Princípio de Arquimedes para o cálculo do volume, isto é, na massa de água deslocada quando imersos. O quarto calcula com base na medição das dimensões do provete. Na Figura 2.51 são representados os volumes considerados no cálculo da baridade com cada um dos métodos. No método geométrico é considerado que os vazios na superfície pertencem ao volume do provete, razão pela qual se obtém um volume elevado (menor baridade). Este método é adequado em misturas com poros de grandes dimensões e ligados, como por exemplo os betões drenantes.

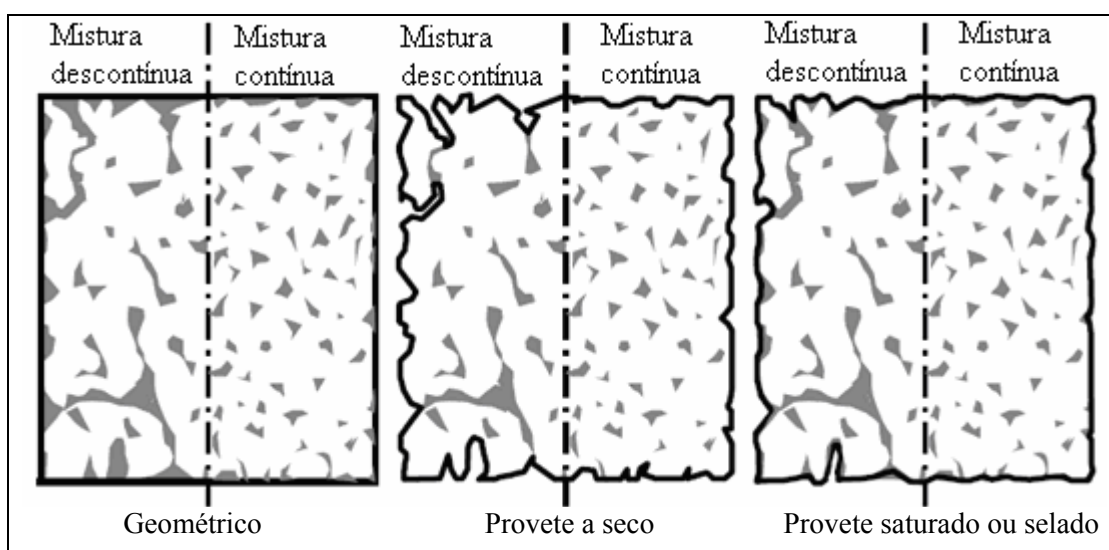


Figura 2.51 – Volumes medidos com cada um dos métodos – Cooley *et al.* (2002)

Nos restantes métodos o volume calculado exclui as irregularidades ou vazios superficiais. No caso do provete seco apenas é considerado o volume sólido tal como é ilustrado na figura, obtendo-se o menor volume (maior baridade). Em certas misturas, do tipo semi-fechadas, como a água consegue penetrar no interior do provete pelo método anterior a baridade calculada é mais elevada que a real pois exclui alguns vazios interiores, dependendo da interconectividade dos vazios. Nestes casos são utilizadas as metodologias b) e c) de forma a se obter o volume ilustrado na figura, mais próximo do real.

No método da baridade com o provete saturado com superfície seca, corrige-se o volume através da medição do volume de água que se encontra dentro do provete após emersão. No entanto, se a interconectividade dos vazios for elevada a água do provete é expulsa imediatamente após a emersão, não se conseguindo corrigir o volume. Desta forma são utilizados provetes selados, com parafina, látex, etc. de modo a impedir a entrada da água.

Na figura é também comparada a medição de provetes de mistura betuminosa com granulometria contínua e descontínua. Os provetes de mistura de granulometria descontínua apresentam maior irregularidade superficial, devido à maior quantidade da fracção grossa, e por isso os métodos b) e c) são mais apropriados. Segundo Cooley *et al.* (2002), Brown *et al.* (2004) os dois métodos determinam baridades iguais para porosidades inferiores a 5% e absorções de água até 1%, em misturas contínuas, ou até 0,4% em misturas descontínuas.

Até ao momento, em Portugal, tem sido utilizada a especificação LNEC E 267 e as normas americanas ASTM D 1188 e ASTM D 2726, que regulamentam o cálculo segundo os três primeiros métodos. A baridade geométrica é utilizada sem regulamento normativo. A recente norma europeia EN 12697-6 considera os quatro métodos para o cálculo da baridade de provetes compactados de mistura betuminosa, definindo o âmbito de aplicação primordial de cada: o método a) para misturas não absorventes como o *Hot Rolled Asphalt* ou o *Mastique Betuminoso*; o método b) para misturas densas com porosidade até 5%; o método c) para misturas com porosidade até 15%; o método d) para misturas com porosidade maior que 15% e forma geométrica regular.

A norma EN 12697-8 regulamenta a aplicação de raios Gama na medição da baridade, com especial capacidade na avaliação da variabilidade da baridade ao longo do provete. Não são conhecidos estudos comparativos relativamente aos métodos tradicionais. Pelo custo envolvido não é um equipamento de utilização corrente.

A norma EN 12697-10, relativa ao cálculo da compactabilidade, permite o cálculo da baridade pelo método geométrico quando utilizado o compactador giratório. A baridade deve ser corrigida à posteriori, com medição da baridade final por um dos outros métodos, pois segundo Voskuilen & van de Ven (2004), Muraya (2007) a baridade dos provetes à temperatura ambiente é superior devido à contracção com o

arrefecimento.

2.7.2 Métodos *in-situ*

Os métodos *in-situ* podem ser separados em métodos destrutivos e não destrutivos. Nos métodos destrutivos são extraídos provetes do pavimento para posterior medição da baridade em laboratório, por um dos métodos atrás descritos. Nos métodos não destrutivos são utilizados equipamentos de medição da baridade, sem danificação da camada de pavimento, através da correlação com as propriedades eléctricas, físicas, etc. da mistura betuminosa.

A medição da baridade de provetes extraídos do pavimento é considerado o método mais preciso, no entanto apresenta várias limitações importantes:

- A extracção dos provetes apenas pode ser executada após o arrefecimento da camada;
- A extracção é demorada, apresenta problemas de segurança em vias com tráfego, e introduz um ponto fraco no pavimento, apesar dos procedimentos de pavimentação manual do orifício;
- Os resultados apenas estão normalmente disponíveis 2 dias depois da pavimentação, considerando a extracção e as medições em laboratório;
- Não é possível corrigir durante a pavimentação qualquer procedimento de execução;
- O número de pontos do pavimento analisado é normalmente baixo.

Em Portugal, o caderno de encargos da ex-JAE define o controlo da compactação por medição da baridade de carotes extraídos do pavimento, a cada 200 m lineares de pavimentação, que resulta num valor muito baixo de pontos de medição. Noutros países este método é complementado com os métodos não destrutivos.

O equipamento não destrutivo mais utilizado é o densímetro nuclear, também designado de gamadensímetro, desenvolvido nos anos 60. A designação deriva da utilização dos raios gama. O equipamento emite e analisa os raios gama reflectidos a diferentes profundidades, de modo a determinar a baridade e o teor de humidade. A radiação do isótopo radioactivo é atenuada através de um sólido na proporção da sua densidade. A baridade é calculada com base no rácio de energia recebida no ponto em análise e no material padrão (bloco de calibração). Em materiais granulares é utilizado o modo de “transmissão directa”, no qual a fonte emissora é colocada a uma determinada profundidade e o receptor se encontra à superfície. Para misturas betuminosas é utilizado o modo de retro-reflexão, *backscatter* na terminologia anglo-saxónica, no qual a fonte e o receptor se encontram ambos à superfície, Figura 2.52.

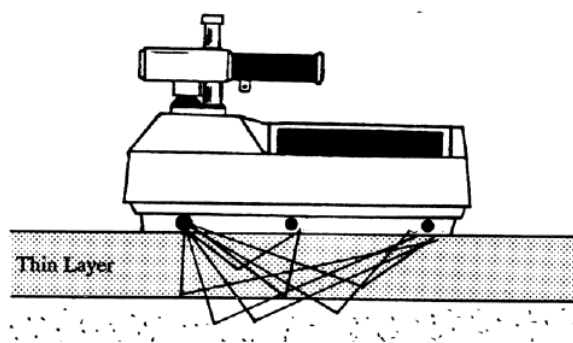


Figura 2.52 – Ilustração do gamadensímetro em funcionamento no modo retro-reflexão – TROXLER (2006)

Permite uma medição fácil e rápida (1 minuto para maior precisão) mas a sua utilização em misturas betuminosas está dependente da calibração (com extracção de provetes) para cada projecto. Estudos comparativos entre o método tradicional e o gamadensímetro mostraram que normalmente a baridade medida é mais baixa com o gamadensímetro, o erro aumenta com diminuição da espessura da camada, necessita de operadores treinados, e uma calibração sempre que as características do pavimento se alteram, Sanders *et al.* (1994), Minchin (1999).

A utilização deste equipamento apresenta adicionalmente as seguintes condicionantes:

- Devido à emissão de isótopos radioactivos necessita de licença de utilização em cada país e está sujeito a limitações de transporte;
- O operador tem de usar um dispositivo de monitorização da radiação nuclear a que está sujeito; demasiada utilização ou utilização inadequada pode ser nocivo à saúde do operador;
- A caixa de transporte é pouco prática (volumosa e pesada);
- O próprio equipamento é pesado, usualmente 13,5 kg, que dificulta a utilização durante um grande período de tempo.

Na década de 90 foram lançados no mercado dois equipamentos baseados no princípio teórico de que “as propriedades dieléctricas de um material variam proporcionalmente à variação da baridade”. Os equipamentos são o PQI (*Pavement Quality Indicator*), produzido pela empresa Transteck, Inc. e o PaveTracker, produzido pela empresa Troxler Laboratories, Inc.

As misturas betuminosas são constituídas por agregado, betume, ar e possivelmente água, os quais possuem valores da permitividade dieléctrica muito diferentes: ar (1); agregado e betume (5-8); água (80). À medida que diminui a porosidade da mistura aumenta a constante dieléctrica. Apesar do mesmo princípio teórico, segundo os fabricantes o funcionamento dos dois equipamentos é distinto. O PQI, TransTech (2000), “utiliza ondas eléctricas para medir a constante dieléctrica com base no campo de detecção eléctrico toroidal, estabelecido por uma placa de detecção” enquanto o PaveTracker, TROXLER (2007), “relaciona as mudanças na baridade com as mudanças na composição química por unidade de volume através das propriedades dieléctricas”. As dificuldades da aplicação do princípio teórico estão relacionadas com a

dependência da medição da humidade (constante dieléctrica muito elevada) e da temperatura. Enquanto o fabricante do PaveTracker indica que o equipamento é insensível a estas variáveis, o do PQI assinala que este faz a correcção automática. Outros autores, citados em Schmitt *et al.* (2006), indicam também ter verificado dependência da natureza dos agregados da mistura e da superfície da camada (maior ou menor textura).

Os equipamentos além de não apresentarem quaisquer restrições devido ao modo de funcionamento, ao contrário do gamadensímetro, são mais leves e pequenos e efectuam leituras quase instantâneas. Segundo Karlsson (2002) a repetitibilidade é menor no gamadensímetro porque ao contrário dos outros equipamentos a radiação gama emitida pelo isótopo não é constante, necessitando de 4 minutos de medição para baixar bastante a dispersão de resultados no mesmo ponto.

Estudos comparativos dos três equipamentos, gamadensímetro, PQI e PaveTracker têm chegado maioritariamente às mesmas conclusões (Sargand *et al.* (2005), Schmitt *et al.* (2006), entre outros). Nenhum dos equipamentos é capaz de servir de critério de aceitação, rejeição ou cálculo de factores de pagamento relativamente às camadas compactadas, havendo no entanto alguns estudos que indicam ser possível utilizar o gamadensímetro e autoridades rodoviárias que o implementaram. Todos podem ser no entanto úteis na avaliação do crescimento da compactação e como primeira avaliação (qualitativa). Por ordem decrescente de aproximação das medições dos equipamentos aos provetes extraídos estão normalmente o gamadensímetro, o PaveTracker e o PQI, com valores quase sempre inferiores. As diferenças de medições entre os diferentes equipamentos são dependentes da obra em análise, tendo sido identificados como relevantes os parâmetros: humidade superficial e interna; granulometria (contínua ou descontínua); espessura; temperatura; baridade. Uma calibração entre os diversos equipamentos e/ou carotes deve ser individual a cada projecto e do tipo função linear (não apenas pela adição ou subtracção de um valor constante).

2.8 Meios de compactação em campo

O processo de compactação em obra apresenta duas fases, primeiro a pavimentadora espalha e pré-compacta a mistura betuminosa numa camada de dimensões predefinidas, e segundo os cilindros compactam a mistura até ser obtido o grau de compactação mínimo e eliminadas quaisquer marcas do cilindramento.

Segundo Azevedo, M. C. (1993) as operações de cilindramento devem iniciar-se assim que os cilindros possam passar sem imporem deformações exageradas na camada e terminarem enquanto a temperatura da camada é superior à temperatura mínima definida para o conjunto betume-camada.

Normalmente o procedimento de cilindramento é efectuado em duas ou três fases, designadas de estágios de compactação: inicial (*breakdown*, na terminologia inglesa), intermédio e acabamento (opcional). Nas fases

inicial e intermédia o objectivo é compactar a mistura até se obter o grau de compactação mínimo enquanto na última fase se pretende eliminar as marcas do cilindramento, que podem existir no final da fase anterior, pelo menos quando se utiliza o cilindro de pneus na fase intermédia, por forma a se obter uma superfície regular.

Existem vários tipos de cilindros, com menor ou maior capacidade de provocar a compactação no mesmo número de passagens. Quanto ao tipo de rolo, existem os de rasto liso (rolo metálico) e os de pneus. Os de rasto liso podem actuar nos modos “estático” e/ou “dinâmico”. A diferenciação entre os estágios inicial e intermédio foi definida pela comum utilização em obra de cilindros diferentes nas duas fases. Quando se utilizam o mesmo tipo de cilindros pode considerar-se os dois estágios como um só.

Dependendo do país e do construtor são utilizadas diferentes combinações de cilindros, possível pela utilização da “especificação por produto final”. Nos EUA é utilizado maioritariamente o cilindro de rasto liso no modo vibratório na fase inicial, o cilindro de pneus na fase intermédia e o cilindro de rasto liso no modo “estático” na fase de acabamento. Em Portugal, França e Japão é comum inverter a ordem de utilização anterior do cilindro de rasto liso no modo vibratório e o cilindro de pneus, não sendo necessário normalmente proceder à fase de acabamento. O terceiro modo, mais recente, é a utilização de apenas o cilindro de rasto liso nos modos “estático” e vibratório.

Nesta secção tenta explicar-se de que forma as forças impostas pelos equipamentos contribuem para a compactação. Serão descritos os cilindros de rasto liso estático, de rasto liso vibradores (ambos *tandem*), de pneus e os “não tradicionais”, e as pavimentadoras, que são na realidade o primeiro compactador da mistura.

2.8.1 Pavimentadoras

As pavimentadoras realizam a colocação e compactação inicial da mistura betuminosa numa camada com dimensões predefinidas (largura e espessura) e inclinação transversal ao longo de uma determinada extensão. De acordo com o ilustrado na Figura 2.53 as pavimentadoras actuais são constituídas, além do sistema propulsor (rastos ou pneus) e de comando, por um contentor receptor, um sistema de alimentação à mesa, um sem-fim e uma mesa, identificados na imagem. Os camiões de transporte da mistura betuminosa, da central para a obra, munidos de isolamento, descarregam a mistura no contentor receptor à medida que a pavimentadora se desloca. De seguida a mistura é transportada entre o contentor e a mesa de compactação pelo sistema de alimentação, uma ou duas barras condutoras, cuja velocidade regula o fluxo de material. Antes da mistura ser compactada pela mesa é distribuída e homogeneizada em toda a largura da mesa por um sem-fim.

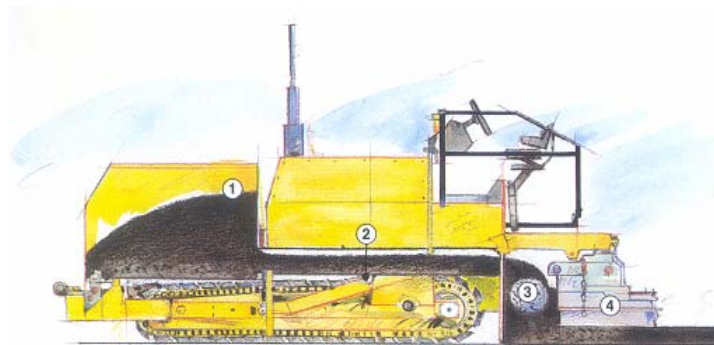


Figura 2.53 – Constituição da Pavimentadora – contentor receptor (1); sistema de alimentação (2); sem-fim (3); mesa (4) – DYNAPAC (1989)

A mesa define a espessura e a inclinação transversal da camada e promove a compactação através de um sistema de calcamento, vibração ou ambos. Na Figura 2.54 é ilustrada uma pavimentadora com os dois sistemas. A mesa por calcamento utiliza um mecanismo de calcamento por uma placa fina (2 a 14 mm) vertical ou inclinada a altas amplitudes e baixas frequências. A pequena área de contacto origina uma alta pressão atingindo-se uma boa compactação e acabamento. De seguida o material passa por uma placa estática. No caso da mesa por vibração, toda a placa compacta a mistura por um sistema de vibração a altas frequências e baixas amplitudes. Com o segundo sistema é obtido um maior rendimento de produção, sendo no entanto a compactação final menor. Actualmente as mesas apresentam geralmente os dois sistemas de compactação, calcamento e vibração, permitindo ter um bom rendimento e grau de compactação. Após a pavimentação da camada, e antes da compactação pelos cilindros, geralmente o grau de compactação da mistura está entre 80 a 85%. Na Tabela 2.7 são apresentados os valores correntes de regulação dos elementos da mesa e a velocidade de pavimentação. Dentro dos valores usuais quanto menor a velocidade maior a compactação final. A manutenção de uma velocidade de operação constante é fundamental para se pavimentar uma camada de características homogéneas.

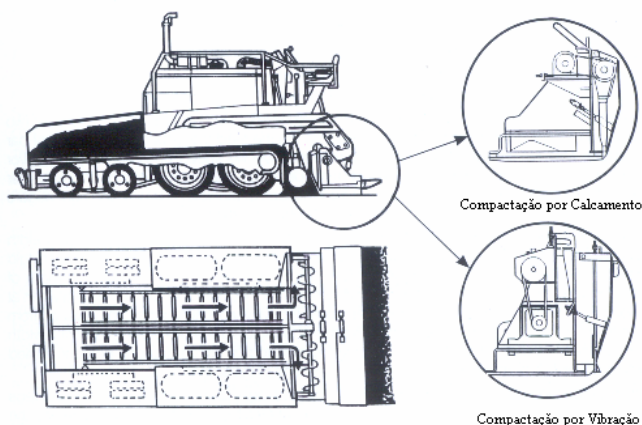


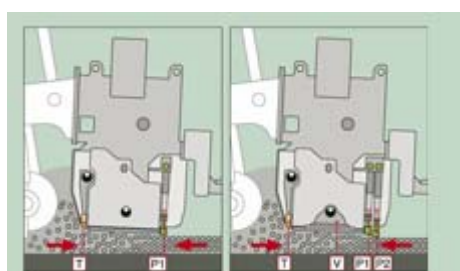
Figura 2.54 – Pormenor de corte de pavimentadora com mesa por calcamento ou vibração – Azevedo, M. C. (1993)

Camada a colocar	Espalhamento	Calçamento		Vibração		Lâminas de pressão	
	Velocidade (m/min)	Curso (mm)	Nº de golpes	Pressão (bar)	Rotação	Pressão (bar)	Frequência (Hz)
Desgaste	5	4	300 a 800	50 a 80	1500 a 2000	40 a 70	58 a 68
Regularização	4 a 10	4	800 a 1200	70 a 90	2000 a 3000	60 a 90	58 a 68
Base	2 a 8	4 ou 8	1200 a 1800	80 a 100	3000 a 4000	90 a 120	58 a 68

Tabela 2.7 – Valores indicativos para a regulação dos parâmetros da pavimentadora – Barros & Fonseca (1996)

Relativamente à largura da mesa, ou de pavimentação, existem dois tipos: rígidas e hidráulicas. As mesas hidráulicas permitem variar a largura, por interruptor, mesmo em movimento, enquanto nas rígidas é necessária a montagem de extensões, com dimensões fixas (para cada trabalho). As últimas permitem dimensões máximas maiores. Usualmente as larguras das mesas variam entre 2,5 e 6,5 m, podendo chegar a 16 m. As mesas são aquecidas, com recurso à combustão de gás e gasóleo ou placas eléctricas, de modo a evitar a adesão da mistura betuminosa à mesa.

As principais empresas fabricantes de pavimentadoras produzem modelos com mesas de alta compactação. Estas mesas funcionam com várias unidades de calcamento (2 elementos – IR-ABG) ou uma a duas lâminas de pressão (VÖGELE) em conjunto com o sistema de calcamento e vibração. As unidades de calcamento e as lâminas de pressão funcionam de modo semelhante, diferindo na posição na mesa, na largura da base (um pouco maior nas lâminas) e no mecanismo que provoca o movimento da unidade. Na Figura 2.55 é apresentado o esquema das unidades de compactação das mesas fabricadas pela empresa VÖGELE e na Tabela 2.7 os parâmetros de funcionamento aconselhados por Barros & Fonseca (1996). Segundo Schwenninger (2004) estas mesas podem atingir os 97% de grau de compactação, excluindo assim a necessidade de compactação adicional. No entanto, segundo a mesma fonte apenas terão sucesso em camadas de espessura média a alta.



T – unidade calcamento
V – unidade vibração
P1/P2 – lâminas de pressão

Figura 2.55 – Mesas de alta compactação – VÖGELE

O único estudo encontrado sobre a eficácia de mesas de compactação data de 1991, Gallene & Delorme (1991), no qual são analisados vários sistemas de mesas de alto poder de compactação de algumas marcas comerciais (VÖGELE, IR-ABG). Os melhores resultados conseguidos situaram-se entre os 94 e 99 % de grau de compactação, mas apenas em alguns casos de materiais e regulações da máquina. Na maioria conseguiu-se resultados mais baixos, o que vem desmentir os resultados anunciados pelos fabricantes (98 a 100 %). É concluído no estudo que se consegue facilmente melhorias de 5 a 10 %, no entanto não permitem a eliminação do trem de compactação tradicional (cilindros) como defendiam os fabricantes. Esta opção, na maioria dos casos, seria sempre inviável devido à necessária compactação das juntas.

2.8.2 Cilindros de rasto liso estático

Os cilindros de rasto liso estáticos foram o primeiro tipo de equipamento mecânico usado tanto para compactação de solos como de misturas betuminosas. Hoje em dia, são geralmente utilizados em conjunto com os outros tipos de cilindros. Os cilindros de rasto liso vibratórios ou oscilatórios “transformam-se” em

cilindros estáticos quando o modo “dinâmico” está “desligado”.

Existem duas categorias de cilindros de rasto liso estáticos: *tandem* e três rolos. Os *tandem* são constituídos por dois rolos de iguais dimensões e peso, enquanto que os de três rolos são constituídos por 3 rolos, normalmente dois na traseira e um na frente, com igual diâmetro mas com largura e pesos diferentes. O peso dos rolos é conseguido pela soma do peso dos próprios rolos mais o balastro que é colocado (água, areia húmida, blocos de betão, etc.) em zonas específicas. Na Figura 2.56 é ilustrado um exemplar de cada tipo de cilindro de rasto liso estático. De acordo com SHELL (1990) os cilindros de três rolos são favorecidos pela configuração em tripé que lhes confere maior estabilidade, particularmente quando circulam junto aos bordos de taludes. A desvantagem mais referida é o esforço de compactação desigual induzido nas laterais e no centro da faixa de circulação.

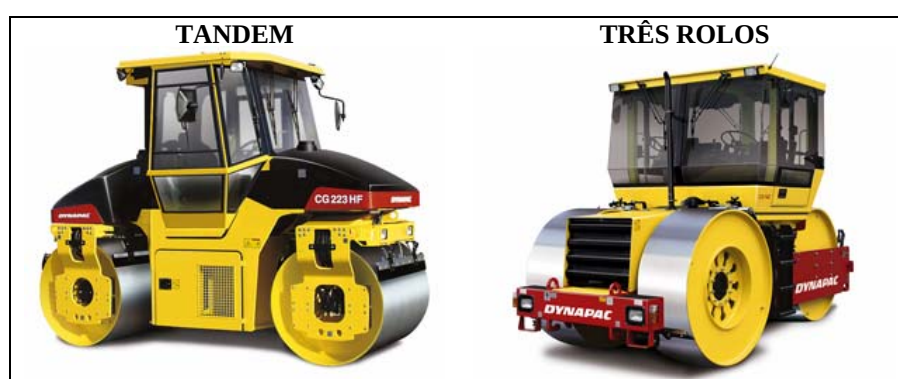


Figura 2.56 – Cilindros de rasto liso estáticos – DYNAPAC

O efeito de compactação produzida por este tipo de cilindros é do tipo estática. Baseado no efeito do peso é exercida uma pressão maioritariamente vertical à camada a ser compactada. Desta forma, o atrito interno do agregado é superado atingindo-se uma densidade elevada na camada. Noutras palavras, as partículas de agregado movem-se e reorganizam-se numa forma mais densa incrementando a estabilidade da camada, de acordo com o ilustrado esquematicamente na Figura 2.57. Este tipo de cilindros provoca esforços de corte moderados nas extremidades e conduzem a um suave acabamento, sendo por isso os preferidos para a fase de acabamento.

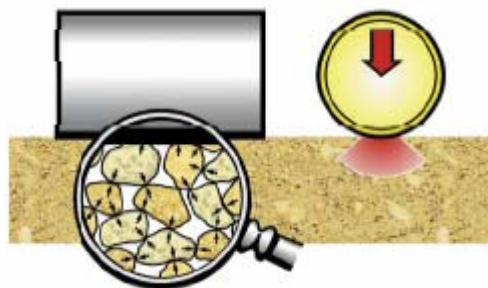


Figura 2.57 – Efeitos da acção estática – BOMAG (2003)

Na generalidade o esforço de compactação aumenta com o peso do cilindro, no entanto o esforço de compactação produzido é função não apenas do peso por rolo mas também da largura e do diâmetro. O quociente entre o peso do rolo M e a sua largura L , designado por carga linear estática (M/L), juntamente com o diâmetro dos rolos são utilizados para avaliar o desempenho de compactação potencial. É importante

avaliar os dois dados pois a pressão exercida depende da carga e da superfície de contacto, sendo esta função do diâmetro do rolo. Rolos com menor diâmetro originam maiores pressões, o que em misturas betuminosas mais instáveis pode dar origem a ondulações na frente dos rolos ou fendas superficiais, sendo neste caso aconselhável utilizar rolos com maior diâmetro.

Segundo HAMM (1999) através do Número de Nijboer (quociente entre a carga linear estática e o diâmetro do rolo) pode avaliar-se o perigo de ondulações e fendilhamento. Preferencialmente não deve ser maior que 0.25 e no caso de misturas próximas de instáveis deverá baixar-se o valor máximo admissível.

Segundo Chadbourn *et al.* (1998) durante a compactação os rolos do cilindro “afundam-se” na mistura o suficiente até que a área de contacto da roda seja suficiente para reduzir a pressão de contacto até um valor compatível com capacidade de suporte da mistura. Ao circular o cilindro cria movimentos de corte do agregado causando uma zona de “descompactação baixa” na parte de trás da roda, uma zona de “descompactação elevada” na frente do rolo e compactação directamente por baixo da roda, tal qual ilustrado na Figura 2.58.

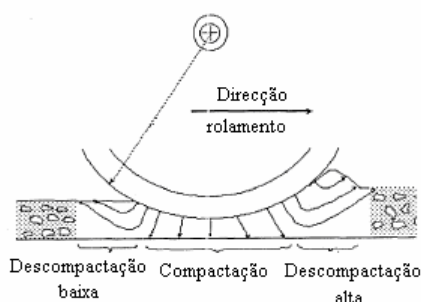


Figura 2.58 – Processo de compactação com cilindro – Chadbourn *et al.* (1998)

Esta “descompactação” apenas parece plausível caso exista má adequação do compactador à mistura betuminosa (temperatura muito elevada ou N° de Nijboer muito elevado). Na realidade o que acontece em condições normais é um descarregamento com recuperação da fracção elástica das deformações impostas, devido ao comportamento elasto-plástico da mistura, de acordo com o ilustrado na Figura 2.59. À frente do rolo existe deformação elástica devido à tensão horizontal imposta imediatamente atrás. Na Figura 2.60 são representadas as deformações de um elemento infinitesimal, com forma inicial quadrada, nas três zonas de deformação relevantes, de acordo com o estudo de modelação computacional de um cilindro estático descrito em Huerne (2004).

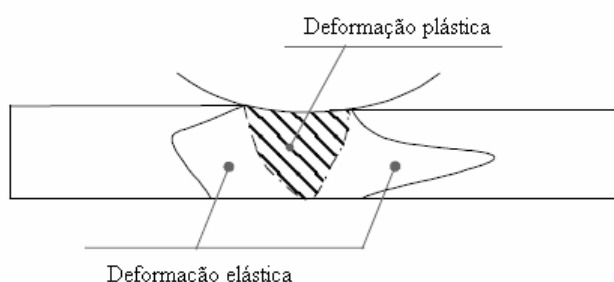


Figura 2.59 – Deformações junto do rolo – Huerne (2004)

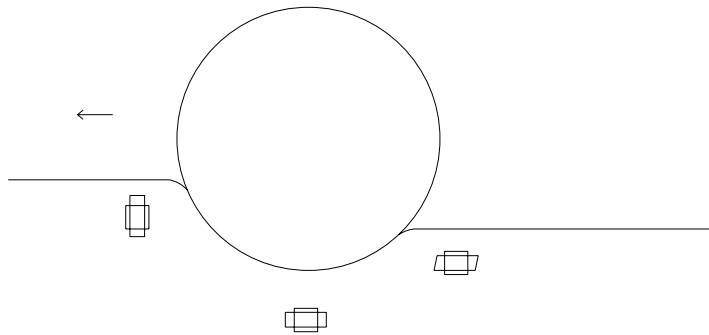


Figura 2.60 – Deformações de elementos infinitesimais junto do rolo

Vários estudos no passado demonstraram a sua menor eficácia em termos de compactação relativamente a outros tipos de cilindros existentes. Na Figura 2.61 é comparada a baridade, de uma camada de mistura betuminosa densa com 10 cm de espessura, obtida por diversos cilindros vibradores com a obtida por um cilindro estático, após 7 passagens do cilindro. Cada cilindro vibrador foi utilizado em duas modalidades de funcionamento diferentes. Conclui-se que o cilindro estático é menos eficiente que o cilindro vibrador, mesmo quando a carga linear é superior em 30%.

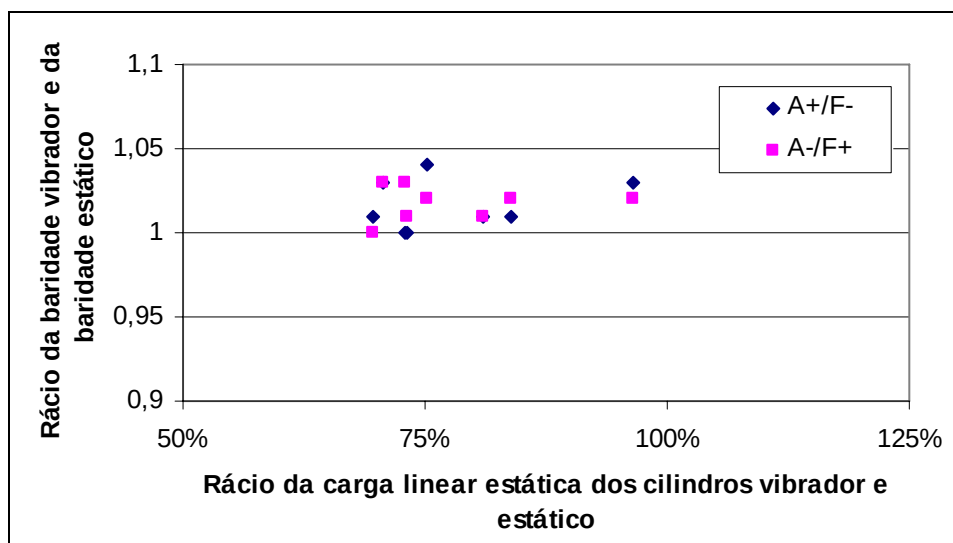


Figura 2.61 – Comparação da baridade obtida pelos cilindros de rasto liso vibratórios e estáticos – dados de Powell & Leech (1987)

Desta forma é normalmente aconselhada a utilização dos cilindros de rasto liso estáticos no(a):

- Acabamento da compactação (eliminação das marcas deixadas pelos cilindros de pneus);
- Pré-compactação de misturas betuminosas instáveis;
- Camadas finas em bases rígidas (modo vibratório pode provocar factura do agregado);
- Misturas betuminosas especiais, como drenantes e micro-rugosas, em que além da pequena espessura em que são colocadas, a vibração pode alterar a configuração do esqueleto da mistura, que permite o desempenho de determinados objectivos específicos.

2.8.3 Cilindros de rasto liso vibradores

Os cilindros de rasto liso vibradores apareceram nos finais dos anos 50, com o objectivo de atingir níveis semelhantes de compactação e qualidade superficial dos cilindros estáticos, mas com menos passagens. Estes cilindros inicialmente iguais para a compactação de misturas betuminosas e materiais granulares, sofreram modificações para uma melhor adaptação à compactação de misturas betuminosas, como o ilustrado na Figura 2.62, nomeadamente, a diminuição do peso e da amplitude de vibração e o aumento da frequência de vibração.



Figura 2.62 – Cilindro vibrador tandem – DYNAPAC

Este tipo de cilindro combina a carga estática dos rolos com cargas dinâmicas. A vibração elimina praticamente o atrito interno da mistura pondo as partículas em movimento, através da aplicação de forças verticais numa rápida sucessão, levando-as a atingir uma configuração mais densa, como é ilustrado na Figura 2.63. Segundo Ferreira (1985) a carga estática deverá ser pelo menos igual à pressão de expansão imposta pela vibração de modo a que as partículas fiquem mais próximas após a passagem do cilindro.

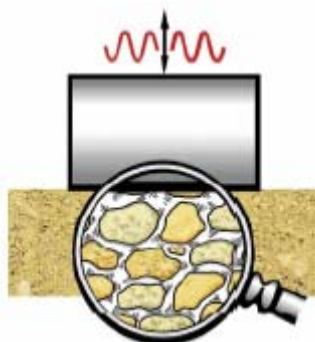


Figura 2.63 – Efeitos da Vibração – BOMAG (2003)

A vibração é gerada por uma ou duas massas rotacionais excêntricas dentro dos rolos, em que a velocidade de rotação determina a frequência de vibração e a amplitude é determinada pela massa do rolo, massa do corpo excêntrico, distância ao centro de rotação e rigidez da base. A frequência é número de impactes do rolo por unidade de tempo, medida em Hertz. A amplitude é o máximo movimento do rolo a partir do eixo, expresso em milímetros. Na Figura 2.64 é exemplificado um esquema de dois tipos de produção de vibração: excitação circular e excitação direccionada. No primeiro, o mais simples, a vibração é gerada apenas por uma massa excêntrica colocada no eixo do rolo, enquanto no segundo existem duas massas, rodando em sentidos opostos, afastadas do eixo do rolo em pontos diametralmente opostos. O sistema de vibração direccionada

permite a variação da direcção de vibração entre 0 e 90°, através da variação do ângulo de desfasamento entre as massas.

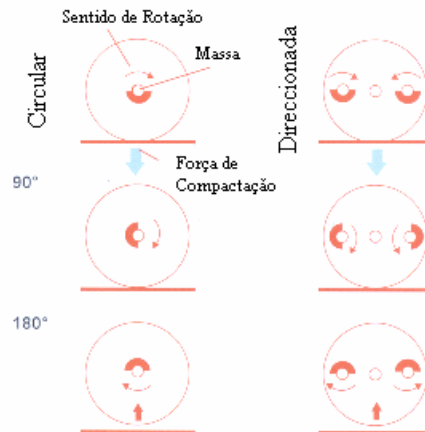
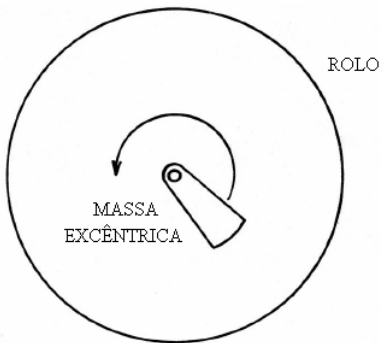


Figura 2.64 – Sistemas de produção de vibração – HAMM (2004)

Analisando isoladamente o rolo e a massa ou massas excêntricas, considerando o rolo suspenso no ar, pode ser calculada a força dinâmica gerada, força centrífuga, bem como a amplitude da vibração, de acordo com as expressões (2.34) a (2.37).



$$F_c = m_e \times a_n \quad (2.34)$$

$$a_n = \frac{v^2}{r_e} \quad (2.35)$$

$$v = r_e \times \dot{\theta} = r_e \times \frac{2\pi}{t} = 2\pi \times f \times r_e = w \times r_e \quad (2.36)$$

$$F_c = m_e \times w^2 \times r_e \quad (2.37)$$

Figura 2.65 – Rolo vibrador – Kopf (1999)

Em que:

- F_c – força centrífuga
- m_e – massa excêntrica
- M_0 – massa do rolo
- r_e – distância do centro de gravidade da massa excêntrica ao centro de rotação
- a_n – aceleração normal
- v – velocidade de rotação tangencial da massa excêntrica
- $\dot{\theta}$ – ângulo de rotação
- t – intervalo de tempo para cada rotação completa
- f – frequência
- w – frequência angular
- $\dot{\theta}$ – velocidade de rotação angular da massa excêntrica

Considerando apenas as forças segundo o eixo vertical (F_y) tem-se:

$$F_y = F_c \cdot \cos(\theta) \quad (2.38)$$

Atendendo à 2ª Lei de Newton, F_y pode exprimir-se também de acordo com (2.39).

$$F_y = M_0 \cdot a_y \quad (2.39)$$

Substituindo (2.37) e (2.38) em (2.39) a aceleração a_y pode determinar-se de acordo com a expressão seguinte. O ângulo θ em cada instante é igual a $w \times t$.

$$a_y = \frac{m_e \cdot r_e \cdot \omega^2}{M_0} \cdot \cos(\omega \cdot t) \quad (2.40)$$

Integrando a expressão anterior pode obter-se a velocidade v e o deslocamento vertical y .

$$v = \int a_y dt = -\frac{m_e \cdot r_e \cdot \omega}{M_0} \cdot \sin(\omega \cdot t) \quad (2.41)$$

$$y = \int v_y dt = \frac{m_e \cdot r_e}{M_0} \cdot \cos(\omega \cdot t) \quad (2.42)$$

O valor máximo do deslocamento vertical representa a amplitude teórica da vibração A_0 , ou também designada amplitude em vazio.

$$A_0 = \frac{m_e \cdot r_e}{M_0} \quad (2.43)$$

Durante a compactação a situação é mais complexa pois para a determinação da força de compactação e amplitude de vibração é necessário analisar o conjunto dinâmico compactador-material a compactar. A análise deste sistema foi iniciada apenas alguns anos após o início da utilização destes cilindros. De seguida são apresentadas as conclusões dos principais estudos relativos à interacção compactador-material a compactar.

Na década de 70 foi demonstrado por vários autores que a força de compactação, força de contacto entre o rolo e o pavimento, gerada pelo cilindro não é proporcional à força centrífuga. Os modelos citados foram desenvolvidos para cilindros vibradores utilizados na compactação de camadas granulares.

Yoo & Selig (1979) testou o modelo, dinâmico linear amortecido do cilindro, indicado na Figura 2.66. Este modelo considera o cilindro dividido em duas partes, o rolo e o conjunto chassis mais cabine (massa suspensa). O modelo é mais complexo do que os normalmente considerados pois integra um amortecedor no modelo de interacção entre o rolo e a massa suspensa, enquanto usualmente apenas se considera o efeito estático sobre o rolo (apenas a mola). Relativamente à interacção solo-rolo, é utilizado um modelo elástico com amortecimento.

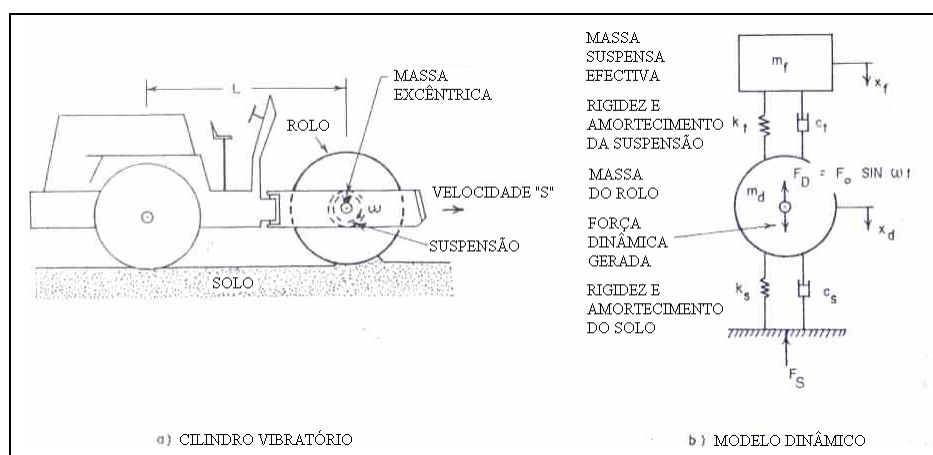


Figura 2.66 – Modelo do cilindro vibrador – Yoo & Selig (1979)

Aplicando a 2ª lei de Newton a este sistema, e considerando apenas movimentos verticais, as equações (2.44)

a (2.47) definem o movimento em condições de equilíbrio dinâmico e movimento constante. A expressão (2.44) traduz a aplicação da lei fundamental da dinâmica ao rolo e (2.45) à massa suspensa. Se a força de interação rolo-solo F_s é maior que zero existe contacto rolo-solo, e se não existe contacto assume-se F_s nula.

$$m_d \ddot{x}_d + (c_t + c_s) \dot{x}_d + (k_t + k_s)x_d - c_t \dot{x}_f - k_t x_f = F_o \sin(w.t) \quad (2.44)$$

$$m_f \ddot{x}_f + c_t \dot{x}_f + k_t x_f - c_t \dot{x}_d - k_t x_d = 0 \quad (2.45)$$

$$F_s = k_s x_d + c_s \dot{x}_d \quad \text{se } F_s \geq 0 \quad (2.46)$$

$$F_s = 0 \quad \text{outro caso} \quad (2.47)$$

Após determinação dos parâmetros definidores do modelo, coeficientes de elasticidade e amortecimento, através de cálculo inverso, foi obtida a relação entre a força de contacto e a frequência, expressa na Figura 2.67.

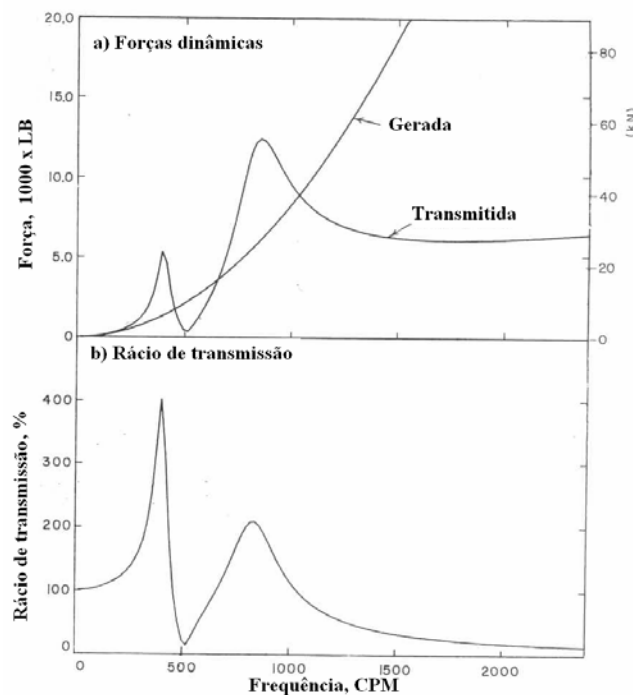


Figura 2.67 – Forças gerada e transmitida pelo cilindro – Yoo & Selig (1979)

Como se pode verificar a força gerada pela massa excêntrica (força centrífuga) aumenta sempre enquanto a força transmitida apresenta duas frequências de ressonância. Para as frequências de ressonância a força e a amplitude do movimento são máximas, dentro de determinado intervalo. Nos cilindros é usual a frequência utilizada (25 a 50 Hz ou 1500 a 3000 rpm) ser maior que a 2ª frequência de ressonância, caso em que parece não existir grande influência da frequência na força transmitida.

Quibel *et al.* (1981) utilizaram um modelo teórico semelhante para descrever o compactador, não tendo no entanto calculado as forças transmitidas. As conclusões apresentadas são semelhantes em ambos os casos. Relativamente à influência da massa suspensa na compactação as conclusões são já divergentes, pois o primeiro determinou que a diminuição da massa suspensa em favor da massa do rolo diminuiria as forças de contacto e logo o esforço de compactação enquanto o segundo observou melhores valores de compactação

para massas do rolo maiores e perante qualquer relação de massa suspensa o fundamental era regular a frequência para a frequência de ressonância. Esta divergência poderá ser explicada pela diferença de valores considerados para os coeficientes da mola e amortecedor entre o rolo e a massa suspensa considerados no modelo. No primeiro modelo foi considerada entre duas a três vezes mais rigidez da componente elástica.

À medida que a compactação prossegue a rigidez aumenta e o amortecimento diminui. Desta forma as condições de vibração vão variar ao longo das sucessivas passagens. A partir do estudo desta evolução e com base em estudos tendentes ao desenvolvimento de uma tecnologia de controlo contínuo da compactação em solos, Dietmar Adam indica que existem cinco condições diferenciadas de funcionamento, apresentadas na Tabela 2.8, as quais são determinadas pela rigidez do material a compactar.

Tipo de movimento	Interacção Rolo-Solo	Ciclo	Condição de funcionamento	Rigidez
Periódico	Contacto	1	Contacto contínuo (<i>continuous contact</i>)	Baixa ↓ Alta
	Perda parcial de contacto	1	Elevação parcial (<i>partial uplift</i>)	
		2(4)	Duplo salto (<i>double jump</i>)	
		2(4)	Movimento oscilante (<i>Rocking motion</i>)	
Caótico		-	Movimento caótico (<i>Chaotic motion</i>)	Alta
Ciclo – especificado como múltiplo do ciclo de excitação $T=2\pi/f_0$				

Tabela 2.8 – Condições de funcionamento de um cilindro vibrador – Briaud & Seo (2003)

Segundo o autor:

- *Contacto contínuo*: condição caracterizada pela existência de um contacto permanente entre o rolo e o material a compactar. Apenas ocorre quando a rigidez é baixa, como por exemplo camadas não compactadas ou de materiais argilosos, força excêntrica baixa, massa suspensa elevada ou velocidade elevada do cilindro.
- *Elevação parcial*: Quando a rigidez aumenta a condição de funcionamento passa de contacto contínuo para elevação parcial, que é caracterizada pela perda periódica de contacto entre o rolo e o solo. Deste modo, por cada rotação da massa excêntrica, o rolo é elevado no ar e cai novamente na camada a compactar. É a condição mais frequente e desejável na compactação de materiais granulares.
- *Duplo salto*: A condição de funcionamento seguinte, em termos de rigidez do solo, é caracterizada por quedas sucessivas de diferentes amplitudes. O movimento do rolo apenas se repete em cada duas rotações da massa excêntrica (2 ciclos).
- *Movimento oscilante*: Quando a rigidez aumenta ainda mais, o movimento do eixo do rolo deixa de ser vertical e inicia o movimento oscilante. Existe um movimento de rotação ao longo do eixo longitudinal do cilindro. Com esta condição o cilindro deixa de ser manobrável. O rolo apresenta quedas sucessivas à esquerda e à direita da linha de condução desejada.
- *Movimento caótico*: Elevada rigidez da base combinado com regulação inadequada dos parâmetros do cilindro originam um movimento caótico, que se caracteriza pela inexistência de qualquer periodicidade.

A influência da condição de funcionamento na força transmitida pelo cilindro pode ser identificada na Figura 2.68, a qual ilustra as diferenças entre os tipos de movimentos.

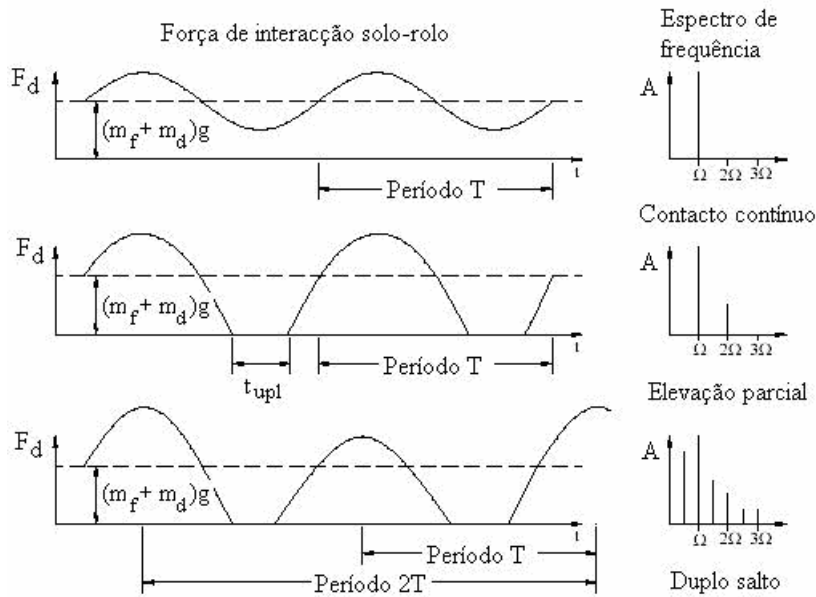


Figura 2.68 – Os três estados elementares de vibração de um cilindro vibrador – Briaud & Seo (2003)

Com base na descrição anterior e na teoria das vibrações, Anderegg & Kaufmann (2004) classificam o primeiro caso em comportamento linear, o segundo em não linear periódico e os seguintes em estados caóticos. Segundo estes autores a razão das não linearidades deve-se ao constrangimento de entre o rolo e o solo apenas serem transmitidos esforços de compressão. Deste modo, a vibração do rolo altera-se criando frequências adicionais múltiplas da frequência de excitação ou frequências sub-harmônicas, no caso dos estados caóticos. O método mais simples de identificar a condição de funcionamento consiste em analisar o espectro de frequências da vibração do rolo. Na Figura 2.69 é representada a variação da amplitude de vibração do rolo com o incremento da rigidez da base, o movimento vertical do rolo durante 2 ciclos (deflexão) e o espaço fase (velocidade de variação do movimento vertical Vs movimento vertical durante um ciclo) para as condições de elevação parcial e movimento oscilante/caótico.

A descrição analítica do movimento oscilatório do rolo, nos diferentes modos de funcionamento, é dada pela expressão (2.48).

$$x_d = \sum_i A_i \times \cos(i\omega t - \varphi_i) \quad (2.48)$$

Em que:

- x_d – movimento vertical do rolo a partir do eixo
- A_i – amplitude da frequência i
- φ_i – ângulo de fase entre a força dinâmica gerada e o deslocamento com frequência f_i
- ω – frequência angular principal (na figura Ω)

De acordo com o modo de funcionamento o deslocamento apresenta a seguinte ordem de frequências, também ilustrado na Figura 2.68.

Contacto contínuo: $i = 1$;

Perda periódica de contacto: $i = 1, 2, 3$;

Duplo salto, oscilante: $i = 1/2, 1, 3/2, 2, 5/2, 3;$

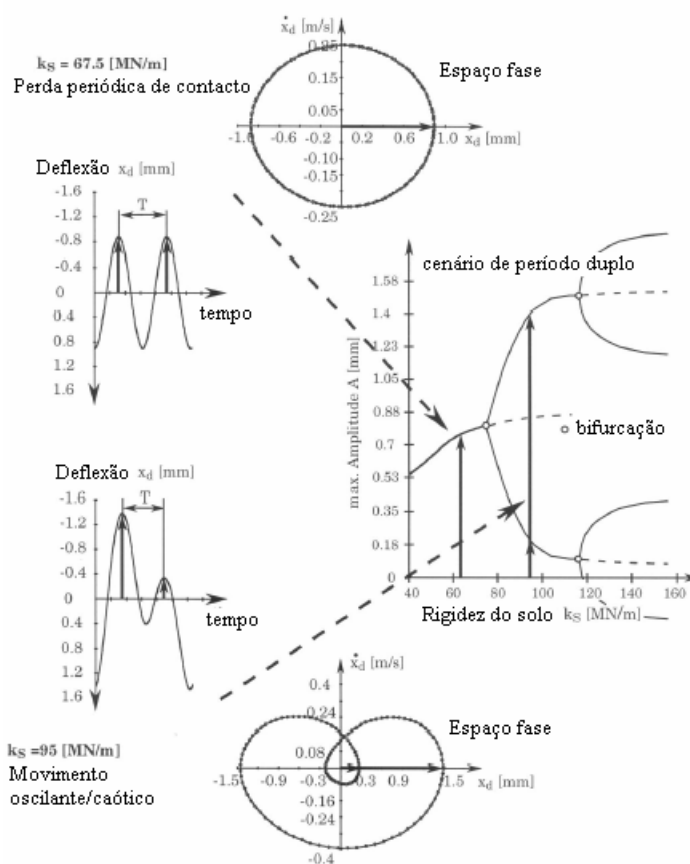


Figura 2.69 – Comportamento dinâmico não linear do rolo vibrador – Anderegg & Kaufmann (2004)

Se não se considerar as forças dinâmicas da massa suspensa, apenas o seu efeito estático, o modelo apresentado na Figura 2.66 é simplificado de acordo com o ilustrado na Figura 2.70 (A). A força de interação, por aplicação da 2ª lei de Newton ao rolo, é obtida de acordo com a expressão (2.49).

$$F_s = (m_d + m_f)g + m_e r_e w^2 \cos(wt) - m_d \ddot{x}_d \quad (2.49)$$

Na Figura 2.70 são também representadas graficamente a variação da força máxima rolo-solo e da amplitude e ângulo de fase da frequência principal, com base em medições em campo com um cilindro instrumentado e análise segundo o modelo proposto. Verifica-se que para cada valor de amplitude teórica existe uma frequência para o qual é máxima a amplitude real do rolo, designada de frequência de ressonância. Pode concluir-se que com o aumento do momento excêntrico ($m_e r_e$) a frequência de ressonância diminui e o ângulo de fase e a força máxima aumentam. Com o aumento da frequência, acima da frequência de ressonância, a amplitude e a força máxima tendem a estabilizar e o ângulo de fase a aumentar.

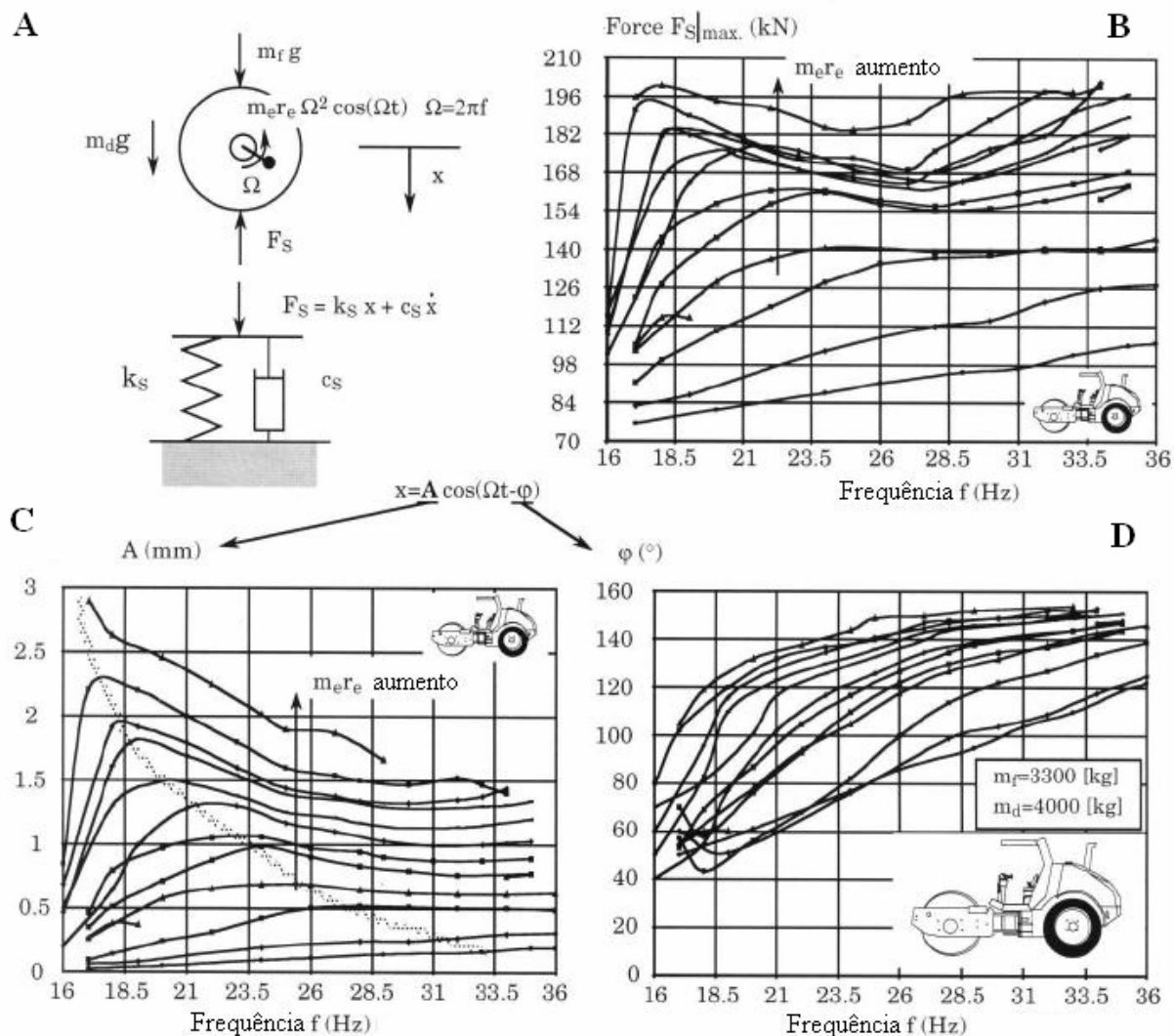


Figura 2.70 – Modelo simplificado do rolo vibrador (A) e medições realizadas: força máxima F_s (B), amplitude A (C) e ângulo de fase ϕ (D) – Anderegg & Kaufmann (2004)

Tendo por base os dados anteriores, é indicado em Briaud & Seo (2003) que, para maximizar a compactação de solos é aconselhável utilizar o cilindro na condição de elevação parcial ou duplo salto enquanto que para misturas betuminosas será aconselhável contacto contínuo.

O esforço de compactação depende de vários factores: carga linear estática, frequência, amplitude, velocidade e número de rolos vibradores. Quanto maior o esforço, maior a espessura de acção e menor o número de passagens necessárias.

Geralmente os cilindros são equipados com apenas um ou dois valores de frequência e amplitude. A mudança mais difícil em termos tecnológicos é a amplitude, a qual implica a existência de várias massas para que em conjunção ou oposição de esforços possam criar as amplitudes desejadas. Frequências altas resultam num pequeno espaçamento dos impactes, que ajuda a prevenir ondulação superficial. O espaçamento é função da frequência e da velocidade de circulação: baixas frequências a velocidades elevadas origina espaçamento largo e frequências altas a baixas velocidades origina um pequeno espaçamento.

A única norma encontrada para a classificação dos cilindros vibradores é a norma francesa NFP 98-736, citada em LCPC-SETRA (1992), a qual classifica os cilindros vibradores em 5 classes, independentemente do material a compactar, função da carga linear estática (M/L) e da amplitude teórica A_0 (momento excêntrico sobre massa do rolo):

V0: $(M/L) \times (A_0)^{1/2}$	menor que 15
V1: $(M/L) \times (A_0)^{1/2}$	entre 15 e 25 e A_0 maior ou igual 0,6 superior a 25 e A_0 entre 0,6 e 0,8
V2: $(M/L) \times (A_0)^{1/2}$	entre 25 e 40 e A_0 maior ou igual 0,8 superior a 40 e A_0 entre 0,8 e 1,0
V3: $(M/L) \times (A_0)^{1/2}$	entre 40 e 55 e A_0 maior ou igual 1,0 superior a 55 e A_0 entre 1,0 e 1,3
V4: $(M/L) \times (A_0)^{1/2}$	entre 55 e 70 e A_0 maior ou igual 1,3 superior a 70 e A_0 entre 1,3 e 1,6
V5: $(M/L) \times (A_0)^{1/2}$	superior a 70 e A_0 maior ou igual 1,6

Apesar desta norma prever cilindros com carga linear estática superior a 70 kg/cm, na compactação de misturas betuminosas não é usual utilizar cilindros com carga superior a 35 kg/cm. Na Tabela 2.9 é apresentada a classificação com base nesta norma de vários cilindros vibradores *tandem* de várias marcas comerciais, podendo verificar-se que a maioria pertence à classe V0 e apenas um cilindro atinge a classe V2.

Cilindro	Marca comercial	M/L std	M1/L max	A0 min	A0 max	Classe
HD75	HAMM	22,6	24,1	0,30	0,39	V0/V0
CG222HF	DYNAPAC	26,5	29,0	0,30	0,70	V0/V1
CG223HF	DYNAPAC	25,9	28,3	0,30	0,70	V0/V1
CG233HF	DYNAPAC	28,3	30,7	0,20	0,50	V0/V0
CC422	DYNAPAC	30,7	33,7	0,40	0,80	V0/V2
DD70	IR-ABG	23,9	-	0,27	0,54	V0/V0
DD85	IR-ABG	25,6	-	0,23	0,44	V0/V0
DD95	IR-ABG	28,0	-	0,23	0,44	V0/V0

Tabela 2.9 – Classificação de alguns cilindros vibradores tandem segundo a norma NFP-98-736

A classificação tendo por base estes dois parâmetros provêm de investigações feitas no Centro de Experiências de Rouen durante as décadas de 70 e 80 com camadas granulares, tendo sido concluído que seriam estes os parâmetros com mais importância na eficácia do cilindro.

Com base na pesquisa bibliográfica realizada foi possível examinar vários estudos com o objectivo de analisar a eficácia dos cilindros vibradores e a influência de diversos elementos na compactação de misturas betuminosas. Os estudos referidos foram desenvolvidos na grande maioria em França (LCPC-SETRA) e apenas um na Suécia (*Royal Institute of Technology*), elementos bibliográficos Jönsson (2000), Machet & Valeux (1982), Quibel & Froumentin (1982), Machet *et al.* (1976) e Morel *et al.* (1973).

- Dos estudos franceses, datados da década de 70 e primeira metade de 80, com base em experiências em meio controlado e em obras reais foram obtidas as seguintes conclusões:

Num estudo de análise do comportamento de um cilindro vibrador mono-cilíndrico na compactação de um grave-bitume 0/20 mm, com agregado do tipo quartzito britado e espessura de 15 cm, verificou-se na generalidade um comportamento similar ao encontrado nos estudos realizados em materiais granulares, descritos anteriormente. Como se pode verificar pela Figura 2.71 quanto maior a amplitude teórica, proporcional ao momento excêntrico, menor a frequência de ressonância. A amplitude máxima (ressonância) é cerca de 2.7 vezes maior que a teórica.

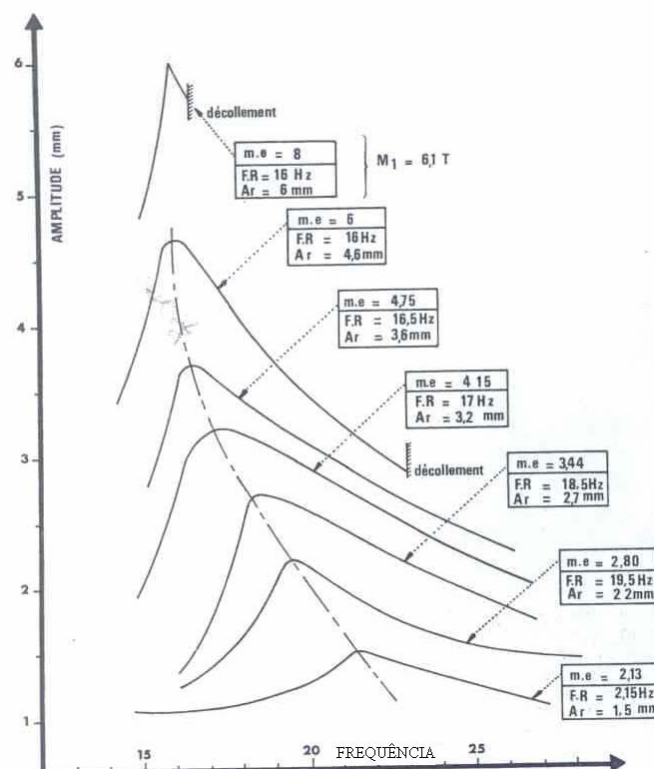


Figura 2.71 – Variação da amplitude real do cilindro em função da frequência – Machet *et al.* (1976)

Nas investigações efectuadas foram encontrados diversos tipos de evolução do comportamento vibratório ao longo da compactação, ou seja, em determinados casos a amplitude de vibração aumentou e em outros diminuiu relativamente à amplitude inicial. À medida que aumenta a compactação o módulo de rigidez da camada aumenta e de acordo com a relação entre a frequência de vibração do cilindro e a frequência de ressonância final assim se terá diferentes comportamentos, de acordo com ilustrado na Figura 2.72.

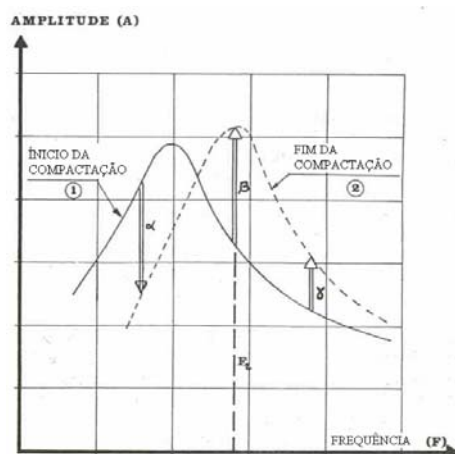


Figura 2.72 – Evolução das amplitudes de vibração ao longo da compactação – Machet *et al.* (1976)

Relativamente ao efeito sobre a compactação atingida verificou-se, tanto em termos de densidade média como densidade no fundo da camada, que os melhores resultados eram obtidos para frequências maiores que a frequência de ressonância não existindo grande influência da frequência após este valor, como se pode verificar na Figura 2.73.

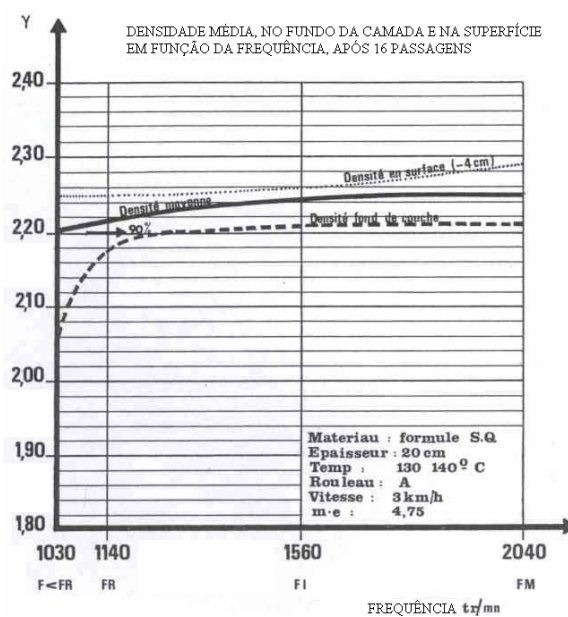


Figura 2.73 – Influência da frequência no resultado final da compactação – Machet *et al.* (1976)

No caso de cilindros com diferentes valores de momentos excêntricos, mas com a mesma carga linear e para frequências maiores ou iguais à frequência de ressonância, verificou-se uma eficácia crescente com o momento excêntrico, tal como se pode observar na Figura 2.74.

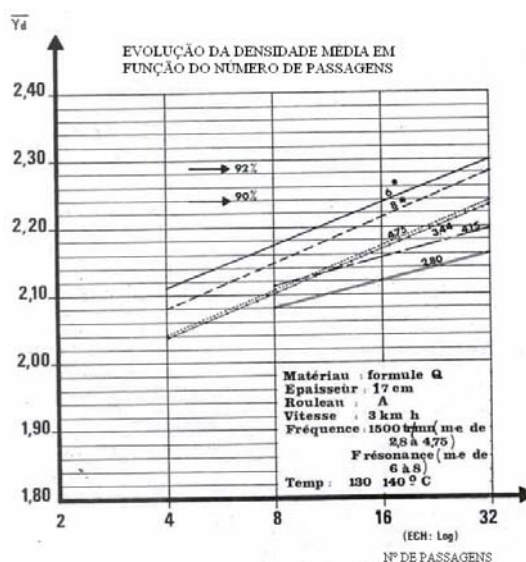


Figura 2.74 – Influência do momento excêntrico no resultado final da compactação – Machet *et al.* (1976)

As duas conclusões anteriores concordam com o comportamento dinâmico do rolo (força, amplitude) encontrada para frequências de excitação superiores à frequência de ressonância.

Tal como no caso de cilindros estáticos, e como seria de esperar, verificou-se no estudo que a eficácia aumenta com o aumento da carga linear estática.

Perante espessuras de compactação diferentes a escolha do cilindro deverá ser ponderada por este factor. Apesar de na investigação apenas se variar a espessura entre 10 e 22 cm, espessuras elevadas, verificou-se que quanto mais pesado o cilindro menor seria a espessura em que se atinge quebra de compactação após um número elevado de passagens. Relativamente às espessuras mais elevadas apenas com os cilindros mais pesados se conseguiu atingir a compactação pretendida em toda a camada.

Este tipo de cilindros, devido aos efeitos dinâmicos envolvidos, não deverá ser utilizado na fase de acabamento pois como se verificou, após ser atingido um nível de compactação alto se for prosseguida a compactação irá provocar-se sobre-compactação que origina uma diminuição da compactação da camada. Tal como indicado anteriormente este fenómeno é tanto mais provável quanto menor a espessura da camada a compactar e mais pesado o cilindro.

A velocidade dos cilindros afecta a compactação atingida em cada passagem, verificando-se um decréscimo da eficácia com o aumento da velocidade praticada. No entanto, esta relação não é linear e por isso o rendimento máximo não é obtido para a velocidade mais baixa. Em muitos estudos e manuais dos fabricantes de cilindros são indicadas velocidades entre 3 a 6 km/h, aconselhando ter o cuidado de manter uma velocidade constante de modo a obter uma compactação homogénea. A utilização de cilindros a velocidades muito baixas apresenta a desvantagem de aumentar as forças

horizontais impostas pelo rolo na mistura prejudicando a compactação e aumentando o risco de fissuração e formação de vagas.

No caso de camadas de desgaste, além da compactação é necessário assegurar uma boa aderência entre o pneu e o pavimento molhado. Em Machet & Valeux (1982) é apresentado um estudo no qual foi medida a rugosidade em obras reais, pelo ensaio da mancha de areia, para diversos casos de utilização de cilindros vibradores. Verificou-se que a rugosidade final é baixa quando apenas se utiliza cilindros de rasto liso, insuficiente no caso de estradas com velocidades elevadas. Esta rugosidade diminui com o aumento do número de passagens, daí que seja importante a utilização de cilindros mais eficazes.

- No estudo sueco, Jönsson (2000), são apresentadas as conclusões das experiências de campo realizadas, com um cilindro com possibilidade de variação de amplitude e frequência a valores não usuais, e experiências em laboratório com uma máquina simuladora de um cilindro vibrador. Em ambos os casos foi utilizado um betão betuminoso de granulometria 0/11mm e betume B180.

Relativamente ao estudo de campo, com os resultados resumidos na Figura 2.75, verifica-se que com a exceção da amplitude 0,11 mm é possível atingir graus de compactação semelhantes com momentos excêntricos bastante diferentes. Esta conclusão vem contrariar o estudo anteriormente citado, Machet *et al.* (1976), que indica que momentos excêntricos maiores implicam maiores capacidades de compactação.

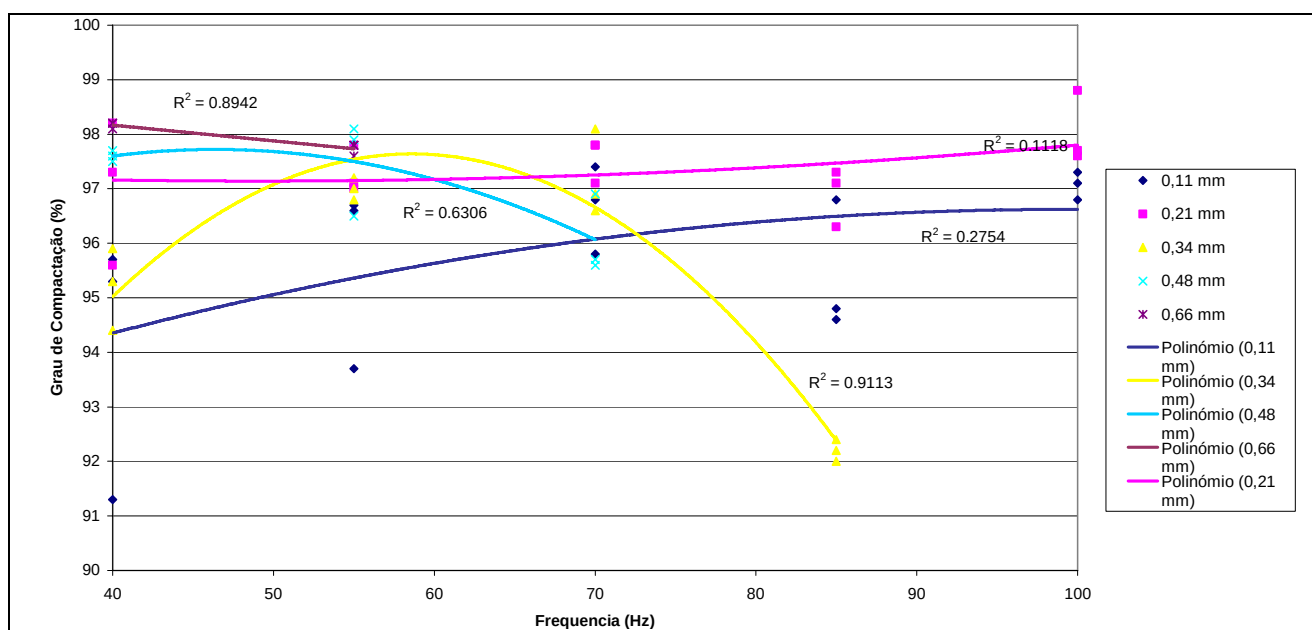


Figura 2.75 – Variação da compactação em função do momento excêntrico e frequência do cilindro, após 16 passagens do cilindro – Adaptado de Jönsson (2000)

Apesar de neste estudo não terem sido medidas as amplitudes reais do cilindro, a figura assemelha-se bastante à da variação da amplitude *versus* frequências indicada no estudo francês. Pode verificar-se

que quanto maior a amplitude, maior momento excêntrico, menor a frequência para o qual se atinge um grau de compactação maior.

Este comportamento não foi visualizado nos resultados das experiências laboratoriais, havendo para praticamente todos os casos de amplitude considerados um aumento do grau de compactação final com o aumento da frequência. Desta forma pode concluir-se que a máquina desenvolvida necessita provavelmente de um aperfeiçoamento.

Nos manuais dos fabricantes de equipamentos, DYNAPAC (1989), HAMM (1999), são apresentadas algumas indicações sobre a regulação dos parâmetros dos cilindros como no caso da DYNAPAC que indica que a frequência deverá estar entre 33 e 50 Hz e a amplitude de 0,4 a 0,8 mm, considerando que deverá ser garantido uma baixa amplitude para camadas finas e misturas instáveis ou quando há risco de esmagamento de agregado, e pelo contrário misturas duras ou de elevada espessura requerem amplitudes altas. O manual da HAMM é mais específico e define a passagem de camada fina a espessa para espessuras de 8 cm, aconselhando frequências elevadas para camadas finas e baixas para espessas. Já Scherocman (2005) indica que até 3 cm não se deve utilizar vibração e que a partir de 7,5 cm se deve utilizar amplitudes altas. Em camadas finas sobre bases rígidas existe risco de facturação do agregado.

Apesar de em determinados países se preferirem cilindros vibradores com frequências muito elevadas (>70Hz) a frequência gerada é limitada pelo ruído criado ao nível da cabine, incompatível em muitos casos.

Ambos os manuais referem que o número de rolos vibradores é importante para a capacidade de produção, podendo haver uma redução de 50 % no tempo gasto com utilização de vibração em ambos os rolos.

Face ao princípio de compactação envolvido, a vibração, é corrente não utilizar estes cilindros na proximidade de edifícios históricos ou antigos e pontes. Nestas situações teme-se que os níveis de vibração transmitidos possam por em causa a segurança das estruturas e provoquem incomodidade nas pessoas.

Face a todas as considerações apresentadas, este tipo de cilindros é aconselhável para a fase de compactação, não devendo ser utilizada a vibração na fase de acabamento dado o risco de fragmentação do agregado e danificação das juntas.

2.8.4 Cilindros de pneus

Os cilindros de pneus, Figura 2.76, são usados há muitos anos na construção rodoviária, sendo no início utilizados na identificação de pontos fracos além da compactação. Hoje em dia, apenas com a função de compactação, são constituídos por 7 a 11 pneus com um peso total de 8 a 27 toneladas.



Figura 2.76 – Cilindro de pneus – DYNAPAC

Neste tipo de cilindros o efeito de compactação é baseado no peso estático da máquina e no efeito *kneading* da deformação do pneu. A interação de forças horizontais e verticais origina o efeito de “amassadura”, *kneading* (terminologia anglo-saxónica) ou *pétrissage* (terminologia francesa), atingindo-se um bom fechamento dos vazios da mistura e compactação com alteração do esqueleto sólido. Arquíé (1970) define o efeito de amassadura como “...sempre que cada partícula interessada na compactação sofre subitamente vários ciclos de deformação (2 pelo menos), cada ciclo comportando deformações em pelo menos duas direcções diferentes.”

O interesse desta acção é ilustrado na Figura 2.77, no qual se pode concluir que sem quebrar nenhuma das partículas é com inversão das tensões principais que mais facilmente se consegue diminuir o vazio. Assim compreende-se que esta acção seja mais eficaz que uma compactação unicamente através de uma acção uniaxial estática.

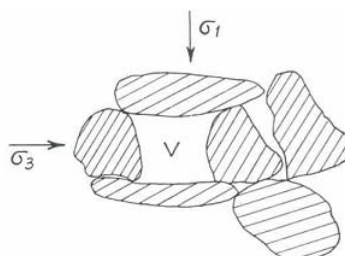


Figura 2.77 – Tensões principais sob acção vertical estática – Arquíé (1970)

Nos cilindros de pneus durante a circulação o efeito de amassadura é conseguido em 2 situações:

- Entre os pneus do cilindro, sendo nesta que o efeito é mais relevante, Figura 2.78;
- Atrás e à frente do cilindro, efeito comum a todos os cilindros, mas em muito menor escala relativamente ao caso anterior, Figura 2.79.

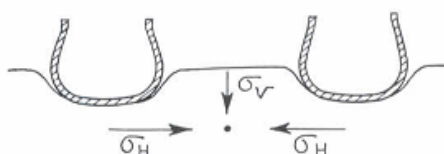


Figura 2.78 – Acção dos pneus – Arquíé (1970)

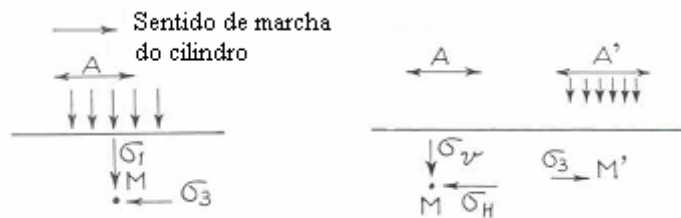


Figura 2.79 – Acção de *pétrissage* durante a circulação – Arquié (1970)

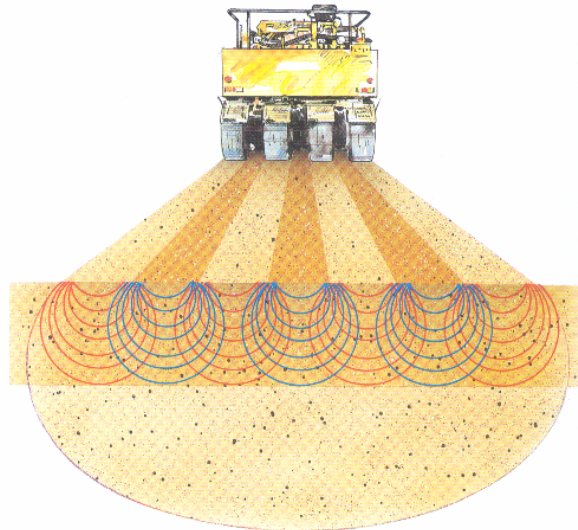


Figura 2.80 – Efeito da compactação por pneus – DYNAPAC (1989)

O efeito de compactação depende de três factores: a carga por pneu, velocidade e pressão de contacto do pneu. A profundidade de compactação aumenta em proporção directa com a carga por pneu e pressão no pneu e na proporção inversa da velocidade. Na Figura 2.80 são ilustrados os bolbos de tensões impostos por cada pneu separadamente e pelo conjunto (cilindro). A gama de velocidades aceitáveis é de 3 a 4 km/h. Com um pneu mais largo obtém-se uma melhor compactação quando comparado com um pneu mais estreito para a mesma pressão de contacto, DYNAPAC (1989).

A carga por pneu depende do número de pneus e da carga da máquina mais balastro. Normalmente têm 7 ou 9 pneus e um máximo de 3 toneladas por pneu. Para atingir o peso necessário para a compactação é necessário colocar grandes quantidades de balastro, sendo normalmente utilizadas barras de ferro, areia molhada e água.

Diferentes fabricantes apresentam diferentes tipos de pneus, com opção de regulação da pressão durante a compactação. Relativamente à concepção dos pneus, por exemplo a DYNAPAC equipa os cilindros com dois tipos: *standard* ou base larga. Os *standard* podem ser utilizados com diferentes pressões, desde 0,3 a 0,9 MPa. Os com base larga são usados à pressão fixa de 0,4 MPa e são aconselhados para as operações de acabamento da compactação e selagem da superfície.

Segundo o *US Army Corps of Enginners*, citado por Kandil (2002), os cilindros de pneus exercem uma

pressão entre 400 e 800 kPa. A pressão de contacto do pneu depende da carga, da pressão interna e do tipo de pneu. À medida que o material é compactado a área de contacto varia constantemente, diminuindo a penetração do pneu a cada passagem. Deste modo, a área de contacto apenas pode ser comparável quando medida numa superfície rígida plana como uma placa de aço. Para cada tipo de material a compactar deverá ser ajustada a pressão de contacto, fazendo variar a carga estática e em particular a pressão de contacto. Se a carga é elevada ou a pressão interna pequena o pneu curva para dentro. Se a carga é pequena ou a pressão elevada o pneu curva para o exterior. Em ambos os casos não é atingida uma compactação adequada.

Relativamente às tensões verticais, tendo por base a teoria da elasticidade e as simplificações inerentes é possível calcular uma ordem de grandeza das tensões impostas na mistura em função da profundidade (para o cálculo foi considerada uma superfície de contacto circular), Figura 2.81.

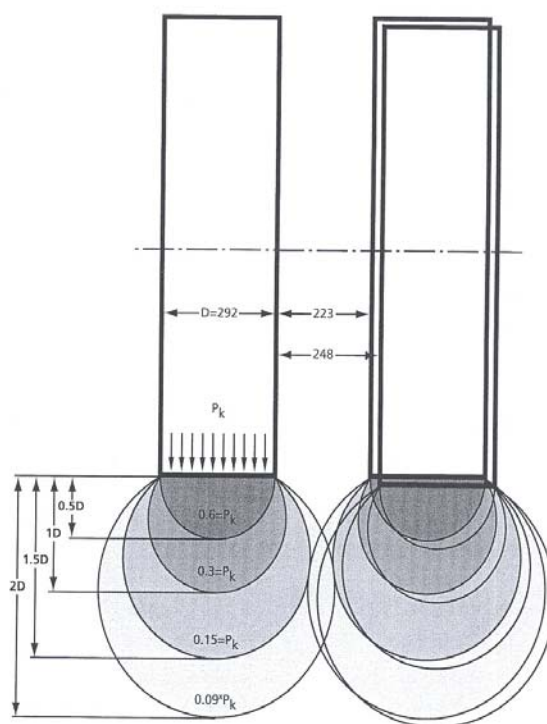


Figura 2.81 – Variação da tensão vertical em profundidade – HAMM (1999)

Durante o início da compactação todos os pneus têm tendência a “agarrar” a mistura betuminosa, a menos que se utilize gasóleo ou líquidos especiais. Dado que muitas autoridades não deixam utilizar gasóleo devido à possibilidade de diluição do betume e os líquidos são dispendiosos, normalmente a solução passa por pré-aquecer os pneus rolando numa camada compactada ainda quente. A partir do momento em que diferença entre os pneus e a mistura seja menor que 20°C desaparece a atracção entre a mistura e os pneus. Com a ajuda de água, sistema de espalhamento pelos pneus, também é minorado o problema. Em misturas betuminosas com betumes modificados o problema tende a acentuar-se, pelo que os construtores normalmente evitam utilizar os cilindros de pneus na compactação destas misturas.

Durante a compactação com os cilindros de pneus existe uma tendência de subida dos finos (mastique) à superfície, com um efeito de “selagem”. Segundo a SHELL (2003) este efeito, pretendido por muitas

administrações rodoviárias, é conseguido também pela circulação dos automóveis em pouco tempo, ao contrário dos aeroportos no qual apenas os cilindros de pneus o permitem obter. Por vezes na compactação inicial com os cilindros de rasto liso, estáticos e vibradores, aparece fendilhamento superficial transversal devido à desadequação do cilindro à mistura betuminosa, por falta de capacidade de suporte da mistura. Alguns autores advogam que os cilindros de pneus são capazes de “fechar” completamente as fendas sem dano enquanto outros indicam que não são capazes. Esta é uma das características que faz com que o cilindro de pneus seja bastante utilizado.

De acordo com o indicado atrás, não existe consenso quando à combinação de cilindros mais adequada. Relativamente aos cilindros de pneus, em Portugal e França são usualmente utilizados no início da compactação (estágio inicial), nos USA na fase intermédia entre os cilindros vibradores (compactação inicial) e os estáticos (acabamento).

Enquanto uns defendem que se utilizados no início se consegue maior compactação mais rapidamente devido à sua acção em profundidade ser maior no início e ao efeito *kneading* e por outro lado como a mistura betuminosa está mais quente não se agarra aos pneus, os defensores dos vibradores na fase inicial argumentam que os pneus no início não compactam significativamente pois movimentam as partículas demasiado e que se usados na fase intermédia terão o efeito benéfico de *kneading* ao movimentar os finos ajudando a expulsar os vazios de ar e consolidar a compactação. Sobre o inconveniente da mistura se agarrar aos pneus defendem que se deve circular sobre uma superfície já compactada para aquecer os pneus, equipar com saias de isolamento térmico ou utilizar líquidos de protecção. DYNAPAC (1989) aconselha a utilização de cilindros de pneus para a compactação (fase inicial) de misturas betuminosas moles a médias e na fase intermédia da compactação para misturas médias a duras.

Relativamente a estudos independentes sobre estes equipamentos, foram encontrados apenas cinco, apresentados de seguida:

➤ Laboratório Regional de Marselha – Maillant (1967);

Nesta investigação foi estudada a possibilidade de compactar uma mistura betuminosa de granulometria descontínua com cilindros de pneus (7 pneus, 16 ton., 6 kg/cm² e 7 pneus, 12 ton., 8 kg/cm²), tendo concluído que devem ser utilizados imediatamente atrás da pavimentadora e a sua eficácia cresce com o aumento da temperatura e espessura compactada. Mostrou ser mais eficaz o cilindro de maior peso.

➤ Centro de Experiências Rodoviárias de Rouen – Morel *et al.* (1973)

Esta investigação teve como objectivo a determinação das características funcionais de um cilindro misto (vibrador – pneus) na compactação de materiais granulares. Relativamente à existência de pneus verificou-se que conduzia a melhor compactação, menor variação da baridade, aumento da eficácia com o aumento da espessura e pressão de enchimento.

➤ Centro de Experiências Rodoviárias de Rouen – Machet & Valeux (1982)

Neste texto são indicados os resultados de testes feitos quer em Rouen quer em obras de construção da auto-estrada B9. Foram analisados diversos trens de compactação através dos parâmetros: baridade, regularidade e rugosidade. As principais conclusões foram:

- A eficácia dos cilindros de pneus aumenta com a espessura compactada mas muito inferior à dos cilindros vibradores (40%). Quando utilizados depois dos vibradores apenas aumentam 1 a 2% da compactação;
- A rugosidade dada pelos cilindros de pneus é muito maior que a dos cilindros vibradores. Os cilindros vibradores diminuem a rugosidade deixada pelos cilindros de pneus e vice-versa;
- A regularidade após compactação pelos cilindros de pneus é pior do que quando são utilizados os cilindros vibradores, sendo esta situação agravada na situação do cilindro de pneus em primeiro lugar no trem de compactação.

➤ LNEC – Azevedo, M. C. (1993)

Nesta investigação, que teve como objectivo final o estudo das características mecânicas de misturas betuminosas para camadas de base, foi estudada a influência do parâmetro compactação na resistência às deformações permanentes, tendo-se verificado que:

- Não é o provete com a menor porosidade que conduz ao melhor desempenho, indicando assim a importância de outras propriedades;
- Para o mesmo estágio secundário de compactação (vibração) é melhor um estágio inicial com cilindro de pneus do que com cilindro de rasto liso no modo “estático”;
- Para o mesmo estágio de compactação inicial (cilindro de rasto liso no modo “estático”) é melhor o estágio de compactação seguinte por vibração do que pneus;
- O que mostrou melhor desempenho foi o constituído por um estágio de compactação inicial por pneus e secundário por vibração.

➤ Peterson *et al.* (2004) comparou o módulo de corte de provetes extraídos de trechos experimentais e concluiu que o módulo é mais elevado quando se utiliza o cilindro de pneus e de rasto liso do que quando se emprega apenas o de rasto liso.

2.8.5 Cilindros não tradicionais

2.8.5.1 Cilindro oscilador

O cilindro oscilador foi desenvolvido em 1980 pela empresa sueca GEODYNAMIK AB e produzido desde então sob licença pela empresa alemã HAMM AG, Figura 2.82. O princípio de actuação destes cilindros assenta na rotação de duas massas iguais, em posições diametralmente opostas em relação ao centro, na mesma direcção. Deste modo, as forças centrífugas geradas por cada massa anulam-se criando um momento

torsor no centro do rolo que impõe aos rolos um movimento de rotação trás-frente alternando rapidamente, de acordo com o ilustrado na Figura 2.83.



Figura 2.82 – Cilindro com oscilação – HAMM (2004)

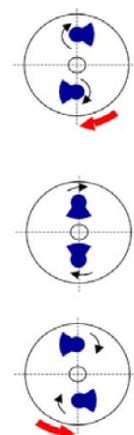
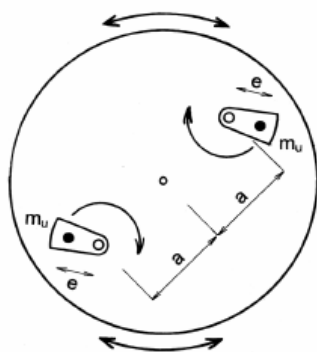


Figura 2.83 – Sistema de produção de oscilação – HAMM (2004)

Segundo a empresa HAMM, HAMM (1999), com este sistema a compactação é conseguida pela combinação da carga estática e de forças horizontais (forças tangenciais) que criam elevadas tensões de corte no material. Como o rolo está sempre em contacto com o material as forças são-lhe aplicadas continuamente, sendo possível atingir o grau de compactação óptimo mais rapidamente. Para a compactação de misturas betuminosas é aconselhado que o sistema funcione com a mesma gama de amplitudes que os cilindros vibradores, mas com menor frequência (28 e 36 Hz).

Este cilindro apresenta como parâmetros dinâmicos a amplitude e a vibração tal como um cilindro vibrador. A vibração, como num cilindro vibrador, é determinada pela velocidade de rotação das massas excêntricas. No entanto, a amplitude tem um significado diferente do utilizado para descrever o comportamento dinâmico de um cilindro vibrador, pois é horizontal e determinada para o ponto de contacto entre rolo e o material a compactar.

Analisando o rolo isoladamente do material a compactar, de acordo com o ilustrado na Figura 2.84, cada uma das massas excêntricas gera no centro do rolo uma força e um momento, com expressões (2.50) e (2.51).



$$F_c = m_u \cdot \omega^2 \cdot e \quad (2.50)$$

$$M = F_c \cdot a \quad (2.51)$$

Em que:

F_c – força centrífuga

m_u – massa excêntrica

e – distância do centro de gravidade da massa excêntrica ao centro de rotação

a – distância do centro de rotação do rolo ao centro de rotação das massas excêntricas

f – frequência

ω – frequência angular

Figura 2.84 – Rolo oscilatório – Kopf (1999)

Somando as forças e momentos no centro do rolo a força resultante é nula e o momento total igual à soma dos dois momentos unitários. Para o cálculo da amplitude teórica é necessário considerar o esquema ilustrado na Figura 2.85, o qual simula a inércia à rotação do rolo. A força que origina o momento M é dada pela expressão (2.52) e o momento de inércia por (2.53).

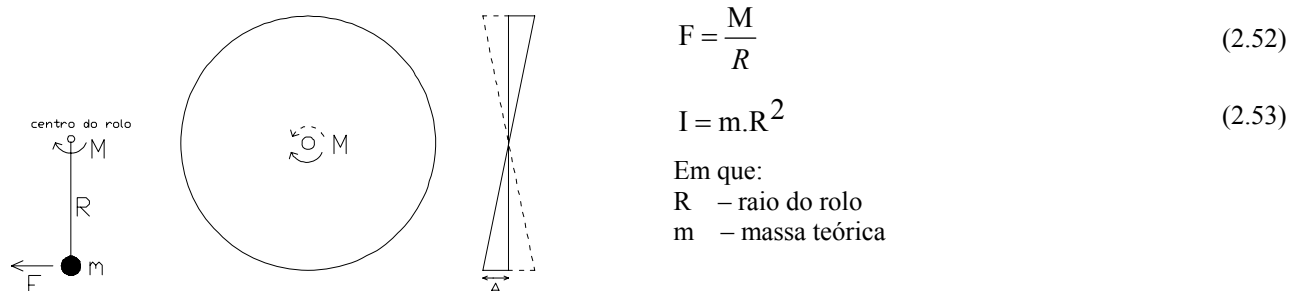


Figura 2.85 – Representação da oscilação do rolo

Recorrendo à 2ª lei de Newton tem-se:

$$F = m.a_t \quad (2.54)$$

Substituindo (2.52) e (2.53) em (2.54) obtém-se:

$$\frac{M}{R} = \frac{I}{R^2} . a_t \Leftrightarrow a_t = \frac{R.M}{I} \quad (2.55)$$

Sabendo-se que o momento gerado apresenta uma variação sinusoidal no tempo, (2.56), de acordo com o movimento das massas excêntricas, a aceleração tangencial apresenta também a mesma variação.

$$M = M.\cos(wt) \quad (2.56)$$

Integrando a expressão em ordem ao tempo é possível obter-se as expressões da velocidade e do deslocamento horizontal.

$$v = \int a_t dt = \frac{M.R}{I.w} . \sin(w.t) \quad (2.57)$$

$$x = \int v_t dt = -\frac{M.R}{I.w^2} . \cos(w.t) \quad (2.58)$$

O valor máximo do deslocamento horizontal representa a amplitude teórica da oscilação no ponto de contacto, ou também designada amplitude em vazio, obtida com a expressão (2.59). De acordo com o representado na Figura 2.85 a amplitude varia linearmente entre zero no centro de rolo e A_0 no ponto de contacto rolo-pavimento.

$$A_0 = \frac{M.R}{I.w^2} \quad (2.59)$$

Relativamente ao funcionamento do rolo oscilador durante a sua utilização em obra, segundo Kopf (1999) o coeficiente de atrito rolo-material, a rigidez da camada e os parâmetros do cilindro determinam a condição de funcionamento: colado ou descolado/escorregamento. Se a força de contacto não ultrapassar a força de atrito máxima mobilizável está-se perante a primeira condição de funcionamento. No caso contrário, a força de

contacto excede periodicamente a força de atrito criando um escorregamento do rolo em relação à base. O rolo escorrega em relação à base até que a velocidade relativa rolo-solo desapareça e a partir deste ponto o rolo cola-se ao solo até que força de contacto exceda a força de atrito novamente e crie escorregamento. Como resultado existe um escorregamento periódico no sentido de circulação e no sentido contrário, condição de funcionamento mais frequente. Adicionalmente, devido à interacção rolo-solo a amplitude de oscilação não é nula no centro do rolo, de outra forma, o centro de rotação não coincide com o centro do rolo.

No caso de cilindros de duplo rolo, poderá existir escorregamento unidireccional ou assimétrico no caso de desequilíbrio entre as forças motrizes geradas em cada rolo.

Na Figura 2.86 é representada a variação das acelerações tangenciais de acordo com o coeficiente de atrito rolo-camada a compactar. Esta figura resulta da simulação numérica de um cilindro oscilador considerando o modelo apresentado na Figura 2.87. A força máxima é obtida com a expressão (2.60). A diferenciação entre as condições de funcionamento é feita através da análise da evolução da força de contacto (F) ao longo do ciclo de oscilação, a qual sempre que igual ou maior que a força máxima existe escorregamento (força constante no gráfico). Quanto mais baixo o coeficiente de atrito maior o período de escorregamento dentro do período total de oscilação.

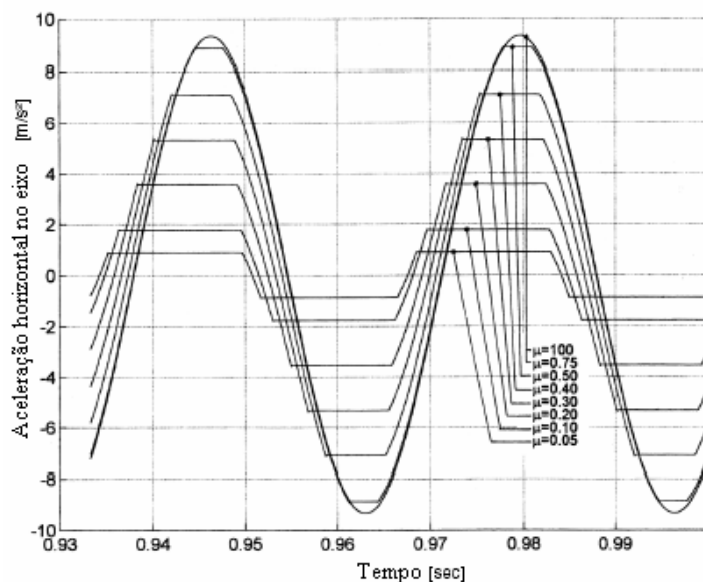
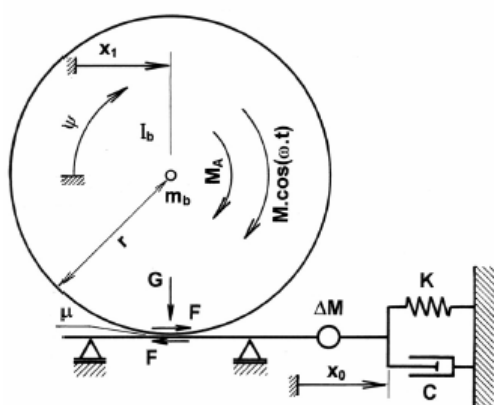


Figura 2.86 – Variação das acelerações tangenciais no rolo relativamente ao coeficiente de atrito – Kopf (1999)

$$|F_{\max}| = \mu \cdot G \quad (2.60)$$



Em que:

- G – força de contacto vertical
- F – força de contacto horizontal
- μ – coeficiente de atrito
- x_1 – deslocamento horizontal do rolo
- x_0 – deslocamento horizontal do solo
- M – momento torsor periódico
- ΔM – massa de ressonância
- I_b – inércia do rolo à rotação
- m_b – massa do rolo
- Ψ – rotação do rolo
- K – rigidez do modelo visco-elástico da camada
- C – amortecedor do modelo visco-elástico da camada

Figura 2.87 – Modelo de simulação para um cilindro oscilador – Kopf (1999)

Para o modelo presente na Figura 2.87 as condições fronteira para cada modo de funcionamento são as seguintes:

Modo “colado”

$$\sum H_{rolo} = 0 \Rightarrow F - m_b \ddot{x}_1 = 0 \quad (2.61)$$

$$\sum M_{rolo} = 0 \Rightarrow M \cos(\omega t) - F \cdot r - I_b \ddot{\psi} = 0 \quad (2.62)$$

$$\sum H_{camada} = 0 \Rightarrow -F - K \cdot x_0 - C \cdot \dot{x}_0 - \Delta M \ddot{x}_0 = 0 \quad (2.63)$$

$$colado \Rightarrow \ddot{x}_0 - \ddot{x}_1 + \ddot{\psi} \cdot r = 0 \quad (2.64)$$

Modo “escorregamento”

$$\sum H_{rolo} = 0 \Rightarrow F - m_b \ddot{x}_1 = 0 \quad (2.65)$$

$$\sum H_{camada} = 0 \Rightarrow -F - K \cdot x_0 - C \cdot \dot{x}_0 - \Delta M \ddot{x}_0 = 0 \quad (2.66)$$

$$\sum M_{rolo} = 0 \Rightarrow M \cos(\omega t) - F \cdot r - I_b \ddot{\psi} = 0 \quad (2.67)$$

$$\text{força oposta à direcção de escorregamento} \Rightarrow \frac{F}{|F|} (\dot{x}_0 - (\dot{x}_1 + \dot{\psi} \cdot r)) > 0 \quad (2.68)$$

A este modelo Kopf adicionou um modelo de solos, o modelo de cone com propriedades elásticas homogéneas. O esquema do modelo é representado na Figura 2.88. A partir da associação dos dois modelos, Kopf simulou a influência do tipo de solo e da frequência de oscilação nas acelerações, forças e amplitudes no rolo. A variação do tipo de solo foi introduzida através da variação do módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson e coeficiente de atrito. Este foi o único estudo encontrado sobre o funcionamento deste tipo de cilindros e logo são apresentadas as conclusões, apesar de se tratar de uma simulação numérica adaptada a solos.

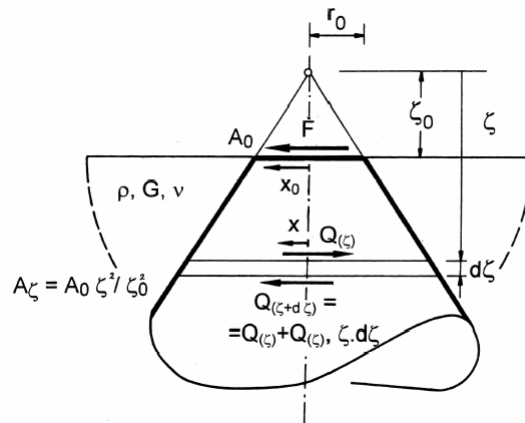


Figura 2.88 – Modelo de cone para meios elásticos isotrópicos – Kopf (1999)

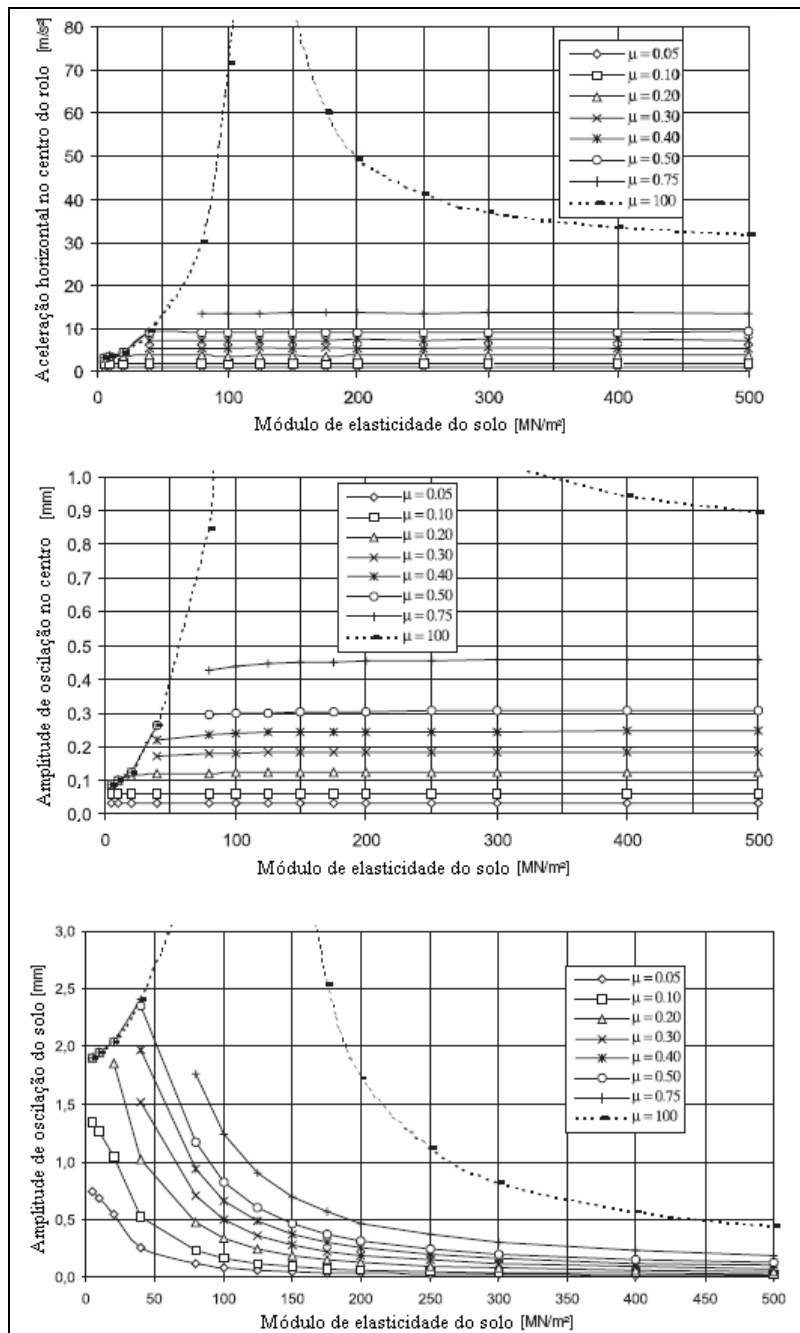


Figura 2.89 – Variação das condições de funcionamento do rolo em função da rigidez do rolo e do coeficiente de atrito – Kopf (1999)

Na Figura 2.89 apresenta-se um exemplo das simulações efectuadas, para uma frequência igual a 30 Hz, no qual são representadas graficamente a variação das acelerações e amplitudes de oscilação no centro do rolo e amplitudes de oscilação no solo, com o tipo de solo (módulo de elasticidade e coeficiente de atrito). Verifica-se que apenas para solos com muito baixo valor do módulo de elasticidade, o rolo actua em modo “colado”. A partir de 80 MPa existe uma clara distinção de comportamento entre as simulações para os vários coeficientes de atrito, sendo o valor das acelerações dependente unicamente do coeficiente de atrito, o qual limita o valor da força de contacto e consequentemente o valor máximo da aceleração. No caso hipotético de o coeficiente de atrito ser 100 % verifica-se um único “pico de ressonância”, para um módulo de elasticidade próximo dos 125 MPa. As amplitudes do rolo apresentam um comportamento muito similar ao das acelerações, o que se compreende visto a frequência ser constante e as acelerações também em grande parte dos casos. Relativamente às amplitudes de oscilação do solo, à medida que aumenta a rigidez do solo existe um aumento da amplitude com o aproximar da excitação de ressonância, invertendo-se a situação quando a força de contacto atinge a força de atrito máxima, situação a partir do qual existe tendência decrescente com o aumento da rigidez, o que parece razoável. A discrepância de valores entre as duas amplitudes, solo e rolo, derivam de estas serem medidas em pontos diferentes. A amplitude de oscilação do rolo assume valores muito pequenos pois o centro de rotação efectivo encontra-se sempre próximo do centro do rolo.

Na Figura 2.90 é representada a influência da frequência no comportamento do cilindro, recorrendo à simulação do solo nº 4 ($E = 40$ MPa). Conforme previsto existe um aumento da energia (aceleração / força) com o aumento da frequência, atingindo o pico para a frequência de ressonância, decrescendo após para um valor ligeiramente inferior a metade do máximo. Analisando a influência do coeficiente de atrito, verifica-se que existe uma frequência mínima partir do qual se atinge a força máxima mobilizável mantendo-se constante para valores superiores da frequência. Relativamente aos valores da amplitude do rolo estes são máximos para a frequência que origina a passagem do modo colado para o modo “colado/escorregamento”, decrescendo de seguida pois para um valor constante de aceleração a amplitude de oscilação varia de modo inversamente proporcional ao quadrado da frequência. Quanto às amplitudes do solo, estas dependem quase exclusivamente da força máxima mobilizável e portanto assumem um valor praticamente constante a partir do ponto de transição entre modos de funcionamento do rolo. A razão do leve decréscimo da amplitude do solo com ao aumento da frequência deve-se a uma maior proporção da força no amortecedor relativamente à mola elástica, no modelo do solo. A aceleração do rolo e a amplitude de oscilação do solo apresentam uma variação com a frequência muito semelhante.

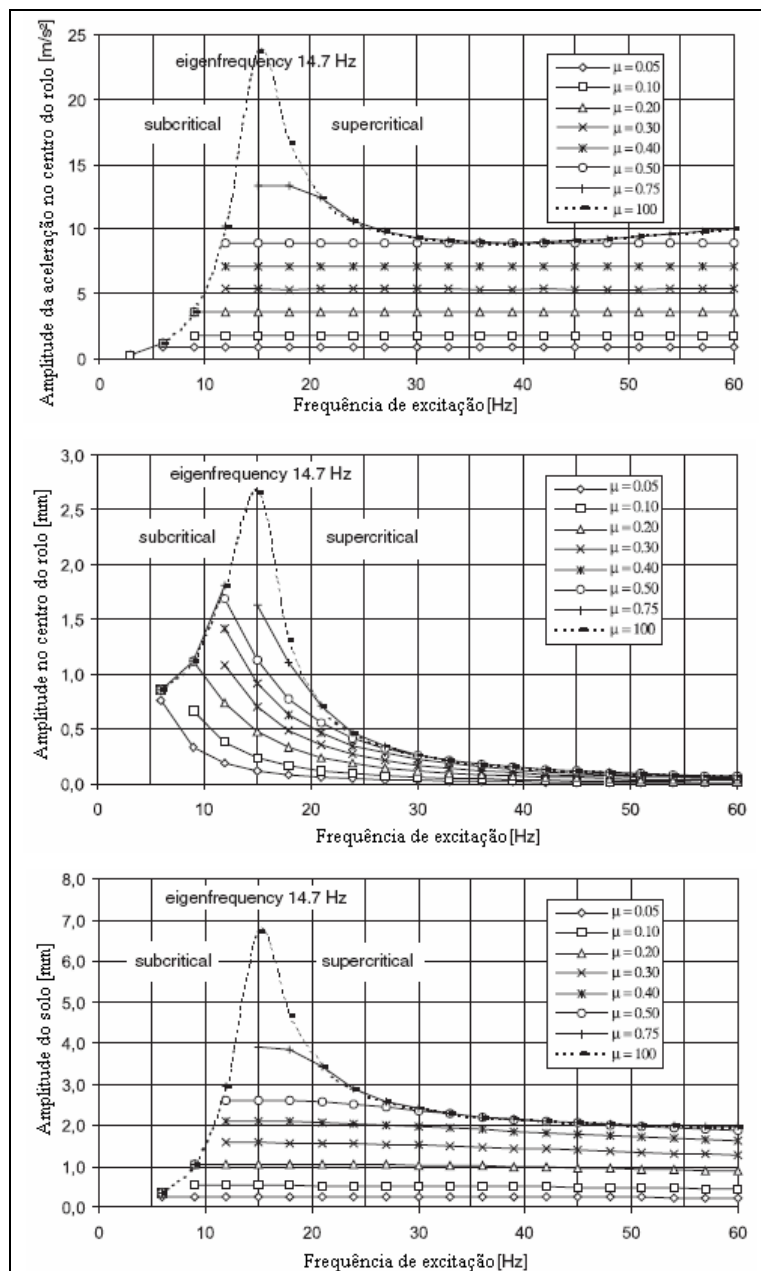


Figura 2.90 – Variação das condições de funcionamento do rolo em função da frequência de excitação e do coeficiente de atrito – Kopf (1999)

Do ponto de vista da eficiência de compactação e económica para a máquina, a frequência de excitação deve ser a que origina a passagem entre os modos de funcionamento pois as amplitudes do solo são maiores e o desgaste do rolo mínimo, que aumenta com o incremento da frequência.

Este mesmo estudo apresenta a tentativa de validação do modelo com medições em trechos de ensaio. Em dois trechos, um de material coesivo e outro de material não coesivo, foram medidas pressões, acelerações e extensões no solo com base em sensores enterrados a diferentes profundidades e acelerações no rolo com cilindro parado. Os solos coesivo e não coesivo apresentaram um módulo de elasticidade, medido no local, respectivamente de 20 MPa e 250 MPa. De seguida são apresentados os gráficos, na Figura 2.91, que exprimem a influência da frequência em cada caso.

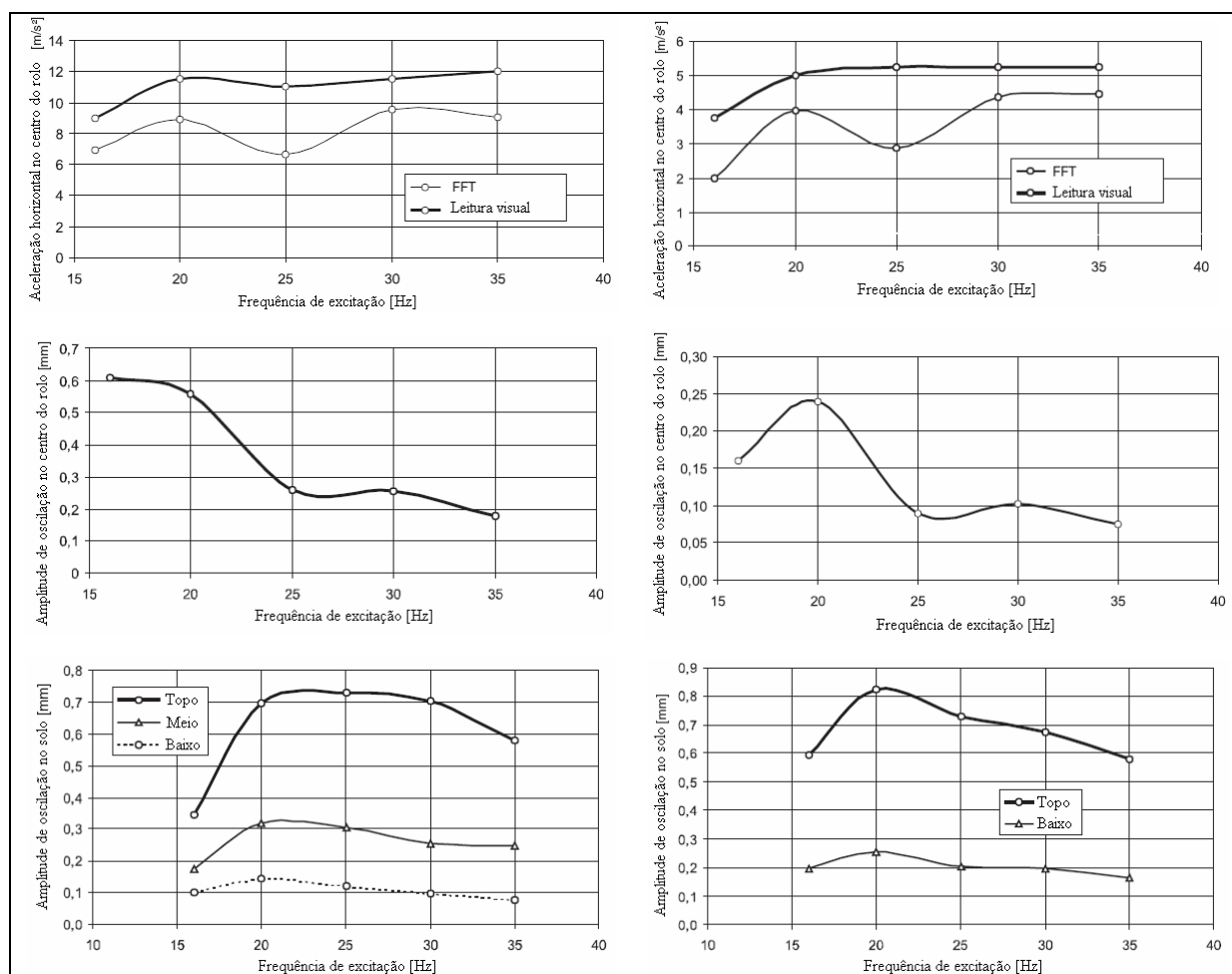


Figura 2.91 – Variação das condições de funcionamento do rolo (medidas) em função da frequência de excitação e do tipo de solo, não coesivo (esquerda) e coesivo (direita) – Kopf (1999)

O intervalo de variação das frequências de excitação encontra-se entre as previsíveis frequências de ressonância dos dois solos, coesivo 9 Hz e não coesivo 49 Hz, não podendo por isso observar-se o fenómeno de ressonância. Embora em termos de valores absolutos não exista igualdade entre as simulações e as medições, verificam-se comportamentos semelhantes.

Relativamente a estudos independentes encontrados sobre a produtividade dos cilindros osciladores em misturas betuminosas, apenas foi encontrado um e datado de 1990. Neste estudo, Floss & Reuther (1990) indicam que os cilindros osciladores apresentam um desempenho semelhante aos vibradores para camadas de pequena espessura e dificuldades em atingir o grau de compactação desejado em camada espessas. Os responsáveis da empresa HAMM indicam que desde 1995 este tipo de cilindros foi submetido a diversos aperfeiçoamentos.

Apesar de a empresa que comercializa esta tecnologia, HAMM AG, apresentar inúmeras vantagens para estes cilindros na compactação de misturas betuminosas indicam que os cilindros vibradores e osciladores conseguem desempenhos semelhantes. No entanto, argumentam que o uso de cilindros com um rolo vibrador e o outro oscilador, com utilização em simultâneo, incrementa grandemente o desempenho do cilindro.

2.8.5.2 Cilindro com vibração orientada

O cilindro com vibração orientada é fabricado sob patente pela empresa alemã BOMAG. Na Figura 2.92 apresenta-se o sistema, cuja inovação é permitir diferentes orientações da vibração.

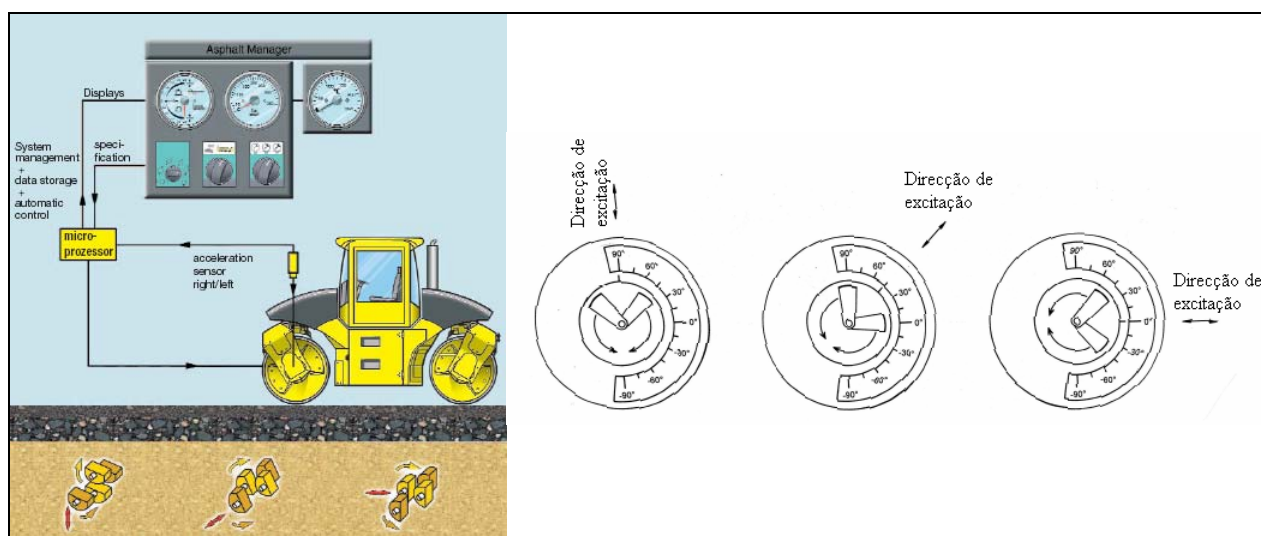


Figura 2.92 – Vario Roller – BOMAG (2005)

Este recente tipo de cilindro permite adaptar de forma automática ou manual a direcção de vibração, entre a vertical e a horizontal, através de duas massas excêntricas, com rotação em sentidos opostos, colocadas no eixo do rolo, sendo possível uma infinidade de direcções de vibração, Kloubert (2001). Quando a direcção é vertical funciona como um cilindro vibrador e quando horizontal como um oscilador. No entanto, neste último caso, segundo Briaud & Seo (2003) e Kopf (1999), existem diferenças na forma de atingir as deformações por corte pois o oscilador (fabricado pela HAMM) trabalha torsionalmente enquanto este por translação horizontal, tal como ilustrado na Figura 2.93.

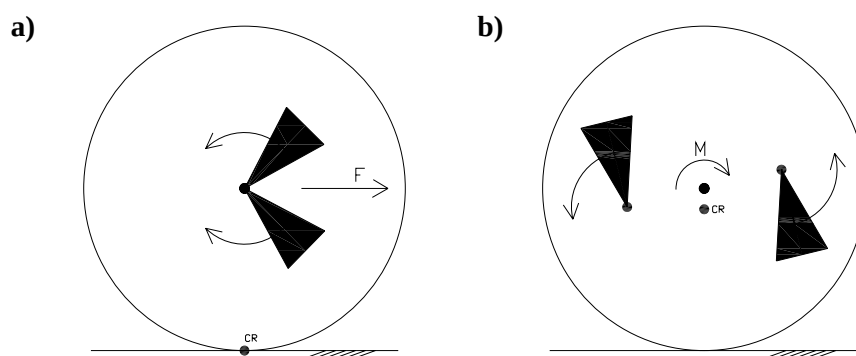


Figura 2.93 – Diferenças nos movimentos do rolo Vario Roller (a) e rolo oscilatório (b)

Segundo Kopf (1999) as condições de funcionamento do cilindro (contacto contínuo, perda parcial de contacto, etc.) são similares ao de um vibrador para orientações entre 30° e 90° e oscilador para orientações com ângulos menores que 30° .

DYNAPAC (2003) descreve um estudo comparativo dos diversos tipos de cilindros: cilindro vibrador, vibrador com vibração orientada e oscilador. Foi concluído que este tipo de cilindros não tem a mesma

eficácia na generalidade das misturas betuminosas. Em relação ao oscilador segundo o estudo a eficácia é também menor. Até ao momento não existem estudos de entidades independentes que corroborem estas conclusões.

2.8.5.3 Cilindros “inteligentes”

Os cilindros ditos “inteligentes”, pretendem ser cilindros que com a sua evolução tecnológica permitem ao condutor da máquina avaliar de forma contínua a evolução da compactação e se centrar quase exclusivamente na condução da máquina. São-lhes apontadas as seguintes vantagens:

- Maior eficiência e produtividade;
- Menor número de passagens;
- Maior adaptabilidade;
- Compactação com maior qualidade e uniformidade;
- Menor esmagamento de agregado;
- Maior regularidade da superfície;
- Inexistência do perigo de sobre-compactação;
- Controlo automático da compactação;
- Facilidade da operação da compactação;

e as seguintes desvantagens:

- Equipamento sofisticado em ambiente inadequado (obra);
- Requer treino do operador;
- Equipamento dispendioso.

A sua utilização tem sido crescente na Europa, ao contrário da baixa aceitação nos EUA, devido ao tipo de contratos de empreitadas serem muitas vezes por objectivos e com prazos de garantia longos. Em determinados países, como a Alemanha e a Áustria, são utilizados como substituição dos ensaios racionais (ensaio de carga em placa, FWD) para avaliação dos trabalhos.

Este tipo de cilindros, recentes, pode ser dividido em 2 grupos distintos: cilindros de 1ª geração e cilindros de 2ª geração. O primeiro grupo integra os cilindros que possuem uma determinada tecnologia que permite avaliar em cada momento a compactação efectuada, enquanto no segundo grupo se integram a 2ª geração de cilindros inteligentes os quais além da tecnologia dos primeiros integram um sistema que altera de forma automática os parâmetros dinâmicos do cilindro ao longo da compactação.

Cilindros inteligentes de 1ª geração:

As tecnologias desenvolvidas para aferir a evolução da compactação que foram encontradas em publicações internacionais, baseiam-se na avaliação das acelerações dos rolos dos cilindros vibradores ou osciladores,

Quibel *et al.* (1981), DYNAPAC (1989), Brandl & Adam (1997), HAMM (1999), Minchin (1999), Adam (2000), Geodynamik (2000), Thurner (2001), Briaud & Seo (2003), Minchin & Thomas (2003), AMMANN (2004) e em sensores de microondas instalados na frente e traseira de qualquer cilindro, Jaselskis *et al.* (2001), Jaselskis *et al.* (2003).

➤ Sensores de acelerações

A tecnologia baseia-se no princípio de que as acelerações no rolo de um cilindro “dinâmico” variam com o decorrer da compactação pois tal como foi explicado atrás, as forças geradas pelo cilindro quer vibrador quer oscilador dependem do sistema dinâmico rolo-pavimento. Deste modo, iniciou-se logo na década de 70 investigação nesta matéria por diversas empresas (ex.: GEODYNAMIK, BOMAG, AMMANN) e institutos (ex.: LCPC/SETRA) tentando obter as relações sobre a evolução da compactação/propriedades mecânicas do material e as acelerações registadas.

Esta investigação, tal como todas sobre a compactação, começou por se centrar na compactação de materiais granulares e só após o desenvolvimento da tecnologia é que as empresas tentaram fazer “adaptações” para as misturas betuminosas.

Desta investigação resultaram diversos sistemas que avaliam a evolução da compactação de maneira diferente com as acelerações medidas. Estes sistemas calculam parâmetros adimensionais que não se relacionam directamente com nenhum dos parâmetros avaliadores da compactação (grau de compactação ou módulo de elasticidade) ou cilindro utilizado. Deste modo, estes sistemas necessitam de uma zona de teste em cada local de obra de características distintas (materiais, espessura das camadas, etc.) para calibração do sistema às propriedades específicas do local e do cilindro a utilizar. Na Figura 2.94 é representado o funcionamento do cilindro e a aquisição dos dados simultaneamente. Alguns destes sistemas são apresentados de seguida:

▪ COMPACTOMETER (GEODYNAMIK), Kopf (1999)

O sensor regista as acelerações verticais no rolo vibrador calculando os seguintes parâmetros:

$$CMV = \frac{a(2w)}{a(w)} \cdot 300 \quad (2.69)$$

$$RMV = \frac{a(0.5w)}{a(w)} \cdot 100 \quad (2.70)$$

Em que:

$a(w)$ – amplitude da aceleração para a frequência angular

$a(0.5w)$ – amplitude da aceleração para a metade da frequência angular

$a(2w)$ – amplitude da aceleração para a frequência dupla da frequência angular

O primeiro parâmetro serve de aferidor da compactação enquanto o segundo avalia se o rolo está ou não a operar em modo de “duplo salto”.

▪ TERRAMETER (BOMAG), Kopf (1999)

O sensor regista as acelerações verticais no rolo vibrador calculando o seguinte parâmetro:

$$\text{OMEGA} = \frac{W_{\text{eff}}}{W_{\text{bezug}}} = \frac{\int [-(m_b + m_e) \cdot \ddot{Z}_1 + F_{\text{stat}} + F_E] \cdot \dot{Z}_1 \cdot dt}{W_{\text{bezug}}} \quad (2.71)$$

Em que:

W_{eff} – energia efectivamente transmitida para o solo

W_{bezug} – energia referência

M_b – massa do rolo

M_e – massa excêntrica

F_{stat} – força estática no eixo

F_E – força de excitação

$\ddot{Z}_1$ – aceleração no rolo

$\dot{Z}_1$ – velocidade de oscilação do rolo

▪ OSCILOMETER (GEODYNAMIK), Briaud & Seo (2003)

O sensor regista as acelerações horizontais no rolo oscilador calculando o parâmetro OMV,

$$\text{OMV} = \left| \frac{d\ddot{x}}{dt} t_{\text{per}} \right| \text{ para } \ddot{x} = 0 \quad (2.72)$$

o qual representa a derivada das acelerações junto ao ponto de anulação desta. Devido às condições de funcionamento, “colado” ou “descolado”, este é o ponto em que estas condições não influenciam a análise da evolução das acelerações face à compactação.

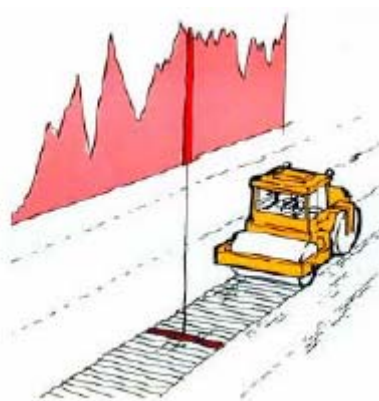


Figura 2.94 – Dados obtidos por um cilindro inteligente – Briaud & Seo (2003)

Minchin (1999) analisou a possibilidade de obter uma relação entre a baridade e os valores das vibrações medidas no rolo vibrador e alguns parâmetros do pavimento ou mistura betuminosa. Após várias tentativas sobre quais os parâmetros a incluir no modelo, determinou a expressão (2.73) que no entanto como o próprio

indica deverá no futuro incluir ainda outros parâmetros (nº de passagens, o peso do rolo, etc.).

$$\text{Baridade} = 140 + 0,515 (2^{\text{nd}}) - 0,00173 E + 12,7 t_{<2,1''} + 7,99 t_{2,1''-3,1''} - 94,4 \left(\frac{A_{1-3}}{f} \right) - 112,0 \left(\frac{A_{4-6}}{f} \right) - 96,0 \left(\frac{A_{7-8}}{f} \right) \quad (2.73)$$

Em que:

2nd – valor do pico da 2ª harmónica (dB)

E – módulo de elasticidade da camada mais rígida do pavimento

T<2,1 – valor da espessura menor que 2,1 polegadas

T2.1-3,1 – valor da espessura maior que 2,1 polegadas e menor que 3,1 polegadas

A1-3/f – amplitude nominal do cilindro entre 1 e 3, dividida pela frequência de vibração real, em Hz

A4-6/f – amplitude nominal do cilindro entre 4 e 6, dividida pela frequência de vibração real, em Hz

A7,8/f – amplitude nominal do cilindro sendo 7 ou 8, dividida pela frequência de vibração real, em Hz

Uma 2ª versão deste tipo de tecnologia efectua a medição de um parâmetro relacionado com as propriedades mecânicas dos materiais a compactar. Através da associação da oscilação do rolo de um cilindro vibrador a ensaios de carga (ensaio de carga em placa ou FWD) é possível medir a rigidez do solo (Ks) e relaciona-la com o módulo de deformabilidade, de acordo com o descrito na Figura 2.95.

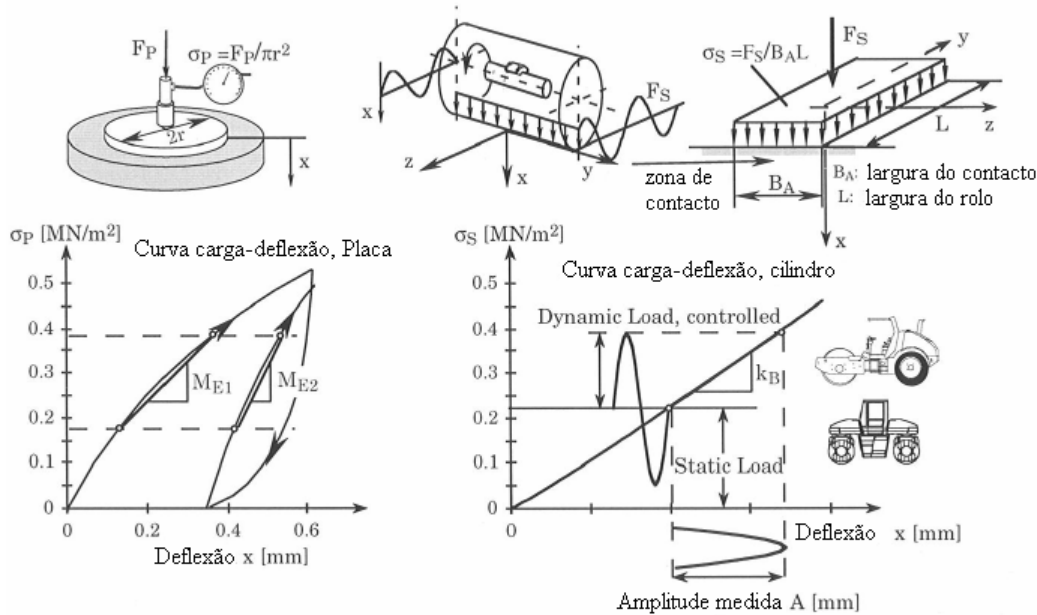


Figura 2.95 – Comparação entre a relação tensão – deformação no ensaio de carga em placa e rolo vibrador – Anderegg & Kaufmann (2004)

Desta forma, considerando o sistema rolo-material a compactar explicitado anteriormente em 2.8.3, e assumindo o solo como elástico linear foram deduzidas as seguintes expressões, Anderegg & Kaufmann (2004):

“Contacto contínuo”

$$K_s = 4 \cdot \pi^2 \cdot f^2 \left[m_d + \frac{m_e \cdot r_e \cdot \cos(\phi)}{A} \right] \quad (2.74)$$

“Perda parcial de contacto ou duplo salto”

$$K_s = \frac{F_s \Big|_{x=0} - (m_f + m_d)g}{A} \quad (2.75)$$

Em que:

- K_s – rigidez da camada
- F_s – força de contacto
- m_e – massa excêntrica
- m_d – massa do rolo
- m_f – massa do conjunto chassis e cabine
- r_e – distância do centro de gravidade da massa excêntrica ao centro de rotação
- φ – ângulo de fase entre excitação e resposta
- f – frequência
- A – amplitude

Analisando em termos teóricos a relação entre a rigidez e o módulo de elasticidade do material compactado, Anderegg & Kaufmann (2004), é possível obter uma relação com base nos trabalhos de Lundberg (1939) e Hertz (1895) que tratam o problema do contacto entre o material de base e um cilindro. Desta forma com base nas relações expressas na Figura 2.96 é possível obter a seguinte expressão (2.76).

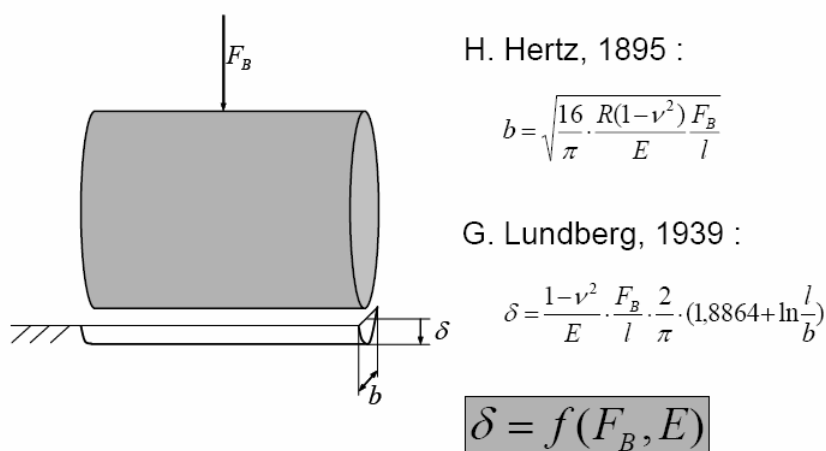


Figura 2.96 – Formulações de Hertz e Lundberg – Briaud & Seo (2003)

$$K_s = \frac{E.L.\pi}{2(1-\nu^2) \left[2,14 + \frac{1}{2} \cdot \ln \left(\frac{\pi.L^3.E}{(1-\nu^2).16.(m_f + m_d).R.g} \right) \right]} \quad (2.76)$$

Em que:

- K_s – rigidez da camada
- E – módulo de elasticidade
- m_d – massa do rolo
- m_f – massa do conjunto chassis e cabine
- ν – coeficiente de Poisson
- L – comprimento do rolo
- R – raio do rolo

No entanto, esta expressão apresenta alguns problemas de aplicação. Os pavimentos são estruturas estratificadas com módulos variáveis e a profundidade de influência para a medição da rigidez é da ordem de 1 m por cada 1 mm de amplitude. Deste modo a consideração de um meio homogêneo não parece ser o mais correcto.

No Instituto Federal de Tecnologia em Zurique foi avaliada, através de ensaios experimentais, a relação entre a rigidez e o módulo de elasticidade obtido com o ensaio de carga em placa, tendo sido obtidas as relações

expressas na Figura 2.97. A primeira expressão refere-se à correlação com o módulo obtido do primeiro carregamento e a segunda com o módulo obtido no segundo carregamento, do ensaio de carga em placa, tal como representado na Figura 2.95.

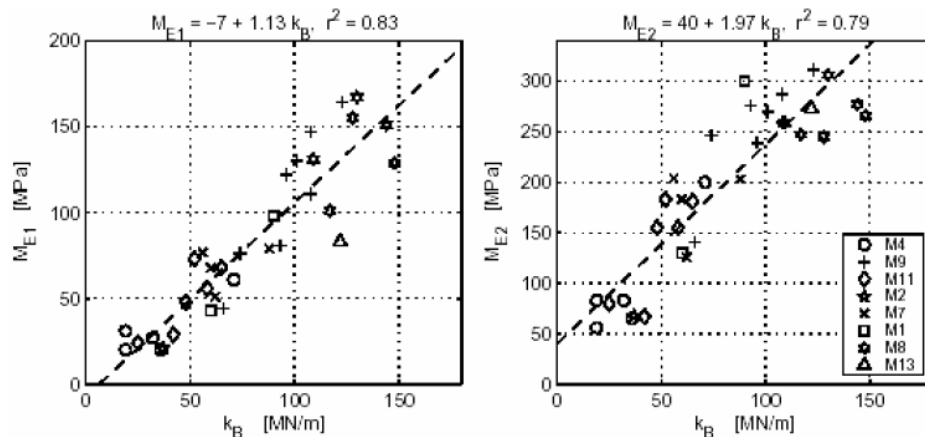


Figura 2.97 – Correlações de base experimental entre os módulos do ensaio de carga em placa e a rigidez medida com o cilindro – Andereg & Kaufmann (2004)

Com base nestes estudos, foi normalizado pelas entidades suíças a avaliação da compactação em materiais granulares com o cilindro e tendo por base a relação entre a rigidez e o módulo de elasticidade do 1º carregamento (M_{E1}) apresentada.

No caso de misturas betuminosas a rigidez pode ser igualmente calculada, no entanto mesmo a empresa GEODYNAMIK, Thurner (2001), que desenvolve equipamento para este fim, admite que a compactação de misturas betuminosas apresenta muito mais variáveis não tendo sido possível até ao momento apresentar valores de módulos com a fiabilidade necessária, recaindo a gestão do processo apenas na temperatura. Devido à complexidade da mistura agregado-betume o aumento dos valores da rigidez que indicam qualitativamente o desenvolvimento das características mecânicas associadas ao efeito de compactação, pode também ser associado ao efeito do aumento da rigidez do betume com o arrefecimento da mistura. Deste modo, enquanto não se conhecer mais profundamente as propriedades mecânicas das misturas betuminosas na gama de temperaturas da compactação a utilização destes parâmetros implicará a construção de zonas de teste para calibração antes da obra.

➤ Sensores de microondas

A outra tecnologia referenciada para determinação da baridade a bordo do cilindro está a ser desenvolvida por universidades europeias e americanas em conjunto, não estando ainda disponível no mercado. A utilização de microondas como aferidor da baridade foi verificada em ensaios de campo, podendo visualizar-se na figura seguinte a variação da onda recebida na gama de valores desejáveis para o grau de compactação.

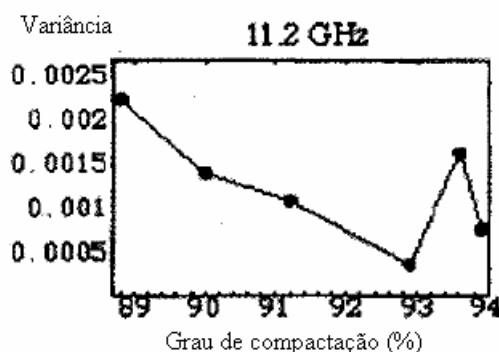


Figura 2.98 – Relação entre a variação do sinal das microondas enviadas e recebidas e o grau de compactação – Jaselskis *et al.* (2001)

O sistema idealizado e testado consiste na utilização de um emissor de microondas e duas antenas receptoras, de acordo com ilustrado na Figura 2.99.

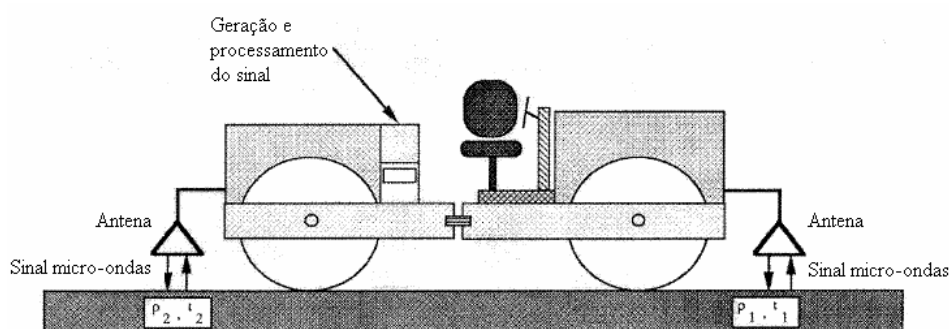


Figura 2.99 – Modelo projectado do sistema implementado a bordo do cilindro – Jaselskis *et al.* (2001)

Os resultados dos primeiros ensaios foram fracos, tendo a investigação continuado com o aprofundamento das características das misturas betuminosas e pavimento nas propriedades dieléctricas, as quais determinam a absorção e reflexão das microondas.

Cilindros inteligentes de 2ª geração:

Os cilindros ditos inteligentes e de 2ª geração são equipamentos que incorporam uma ou mais tecnologias que permitem avaliar a compactação e modificar em concordância os parâmetros da máquina, como por exemplo amplitude e frequência. Os modelos actualmente disponíveis no mercado são o ACE (*AMMANN Compaction Expert*) e o *ASPHALT MANAGER* (BOMAG), os quais são descritos de seguida.

▪ ACE (*AMMANN Compaction Expert*)

O ACE é um sistema que se integra em cilindros vibradores com capacidade de variar continuamente a amplitude e frequência. Tal como se pode visualizar na Figura 2.100, este sistema é composto por um sensor de acelerações, um sensor de temperatura, um sensor da posição das massas excêntricas dentro do rolo e um computador para avaliação e decisão da modificação da amplitude e frequência. Com base nos valores da rigidez (KB), amplitude e temperatura medidos ao longo da compactação, o cilindro varia de forma

automática a amplitude (diminuição) e a frequência (aumento) à medida que aumenta o número de passagens e invertendo este sentido em zonas menos compactadas.

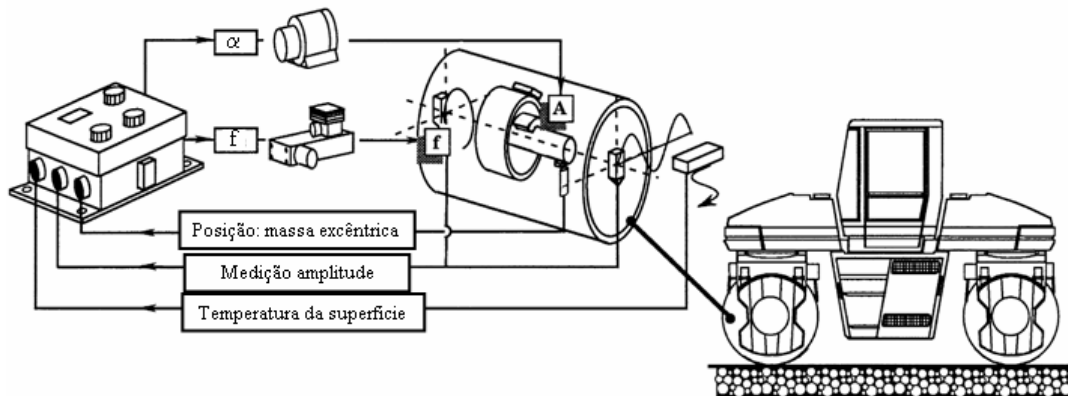


Figura 2.100 – Representação esquemática do sistema ACE – AMMANN (2004)

No entanto, devido à complexidade das misturas betuminosas, pois não se conhece suficientemente a relação entre a rigidez medida e as propriedades mecânicas das misturas é necessário executar uma zona de teste para calibrar os valores de KB às condições específicas de cada trabalho de compactação (ex.: mistura betuminosa, camadas subjacentes, etc.).

- *ASPHALT MANAGER* (BOMAG)

Este sistema adapta-se ao cilindro com vibração orientada, apresentado anteriormente, de modo a que o cilindro faça variar de forma automática a orientação da vibração face às condições da camada a compactar. Como se pode verificar na Figura 2.101 o sistema integra um sensor de vibrações, um sensor de temperatura e um computador para avaliação dos dados e tomada de decisão.

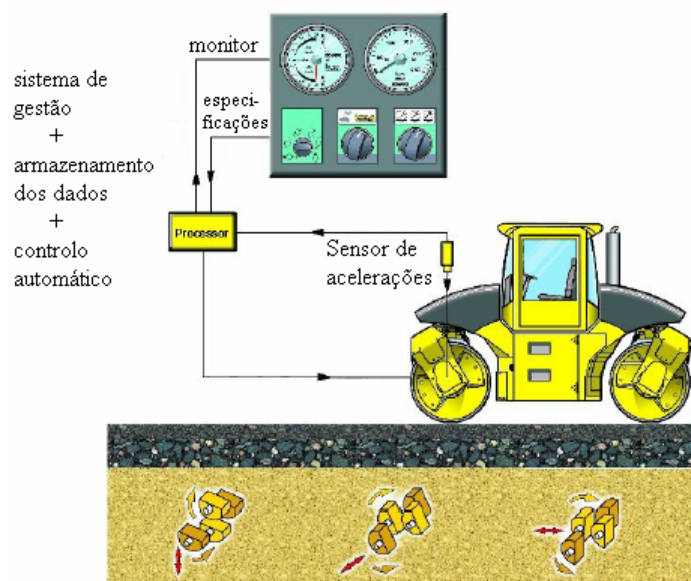


Figura 2.101 – Cilindro com Asphalt Manager – BOMAG (2005)

A decisão da variação da orientação da vibração baseia-se no valor da rigidez medida com base nas acelerações, a qual segundo a empresa é independente dos parâmetros da máquina e se relaciona bem com a

evolução da compactação, tal como ilustrado na Figura 2.102. No entanto, apesar da “maior inteligência” continua a requerer uma zona de teste para calibração tal como o sistema anterior.

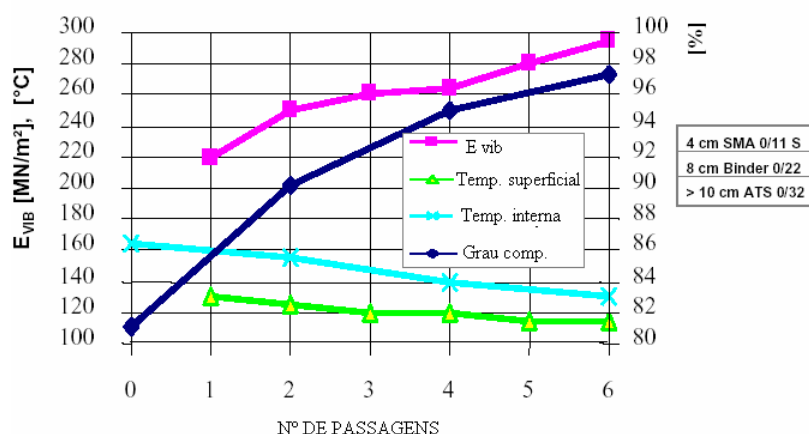


Figura 2.102 – Relação entre o módulo medido pelo cilindro e o grau de compactação – BOMAG (2005)

De acordo com os sistemas descritos, a maior “inteligência” dos novos cilindros está ainda longe da desejável automação e capacidade de medição da qualidade do trabalho executado, não eliminando a necessidade de zonas de calibração antes dos trabalhos. Deste modo, é ainda duvidoso a utilização de tão elevada tecnologia com tão pouco proveito. São necessários estudos mais claros por entidades independentes para provar a importância destes sistemas para a melhoria e homogeneização da compactação.

2.9 Síntese

Este capítulo apresenta de forma detalhada as várias vertentes da compactação de misturas betuminosas, incluindo as teorias explicativas do fenómeno que ocorre no material, a definição do objectivo pretendido e respectiva medição e os meios de compactação em laboratório e em obra, ao longo de sete secções que de seguida se resumem.

Na secção 2.2 são apresentadas a Teoria dos Estados Críticos, a Teoria de Mohr-Colomb e a Teoria da Consolidação, desenvolvidas para explicar o comportamento de materiais granulares e de solos em determinadas condições de carregamento, que diversos autores consideram capazes de descrever as relações tensão-deformação exibidas pelas misturas betuminosas durante a compactação. A Teoria da Consolidação, apesar das similitudes de comportamento do betume e da formação de pressões neutras em solos finos saturados, esquece a mais frágil reorientação dos agregados pelas cargas estáticas e carece de comprovação científica. A Teoria dos Estados Críticos vem aumentar o campo da aplicação da Teoria de Mohr-Colomb em termos de estados de tensão admissíveis, necessitando ainda de bastante trabalho na definição da forma da envolvente, das superfícies de potenciais de deformação, entre outras, para as misturas betuminosas.

Na secção 2.3 é definido o “objectivo da compactação”. Em serviço a mistura betuminosa deverá apresentar

uma porosidade entre os limites mínimo e máximo de modo a ser impermeável e resistente às cargas impostas sem ocorrência de deformações por fluência. A normalização europeia em vigor admite vários parâmetros para o controlo da compactação (grau de compactação, PRD, porosidade), analisando-se as particularidades de cada um. Todos são válidos se correctamente aplicados.

Na secção 2.4 descrevem-se os mais importantes métodos/equipamentos de compactação laboratorial (impacto, giratório, *kneading*, rolo e vibratório). Na presente normalização europeia estão abrangidos quase todos os métodos, no entanto diversos estudos científicos demonstraram que provetes fabricados por diferentes métodos possuem propriedades mecânicas diferentes entre si, e relativamente aos provetes extraídos de obra. São apresentadas as razões gerais, devido aos diferentes procedimentos em obra e em laboratório, e as específicas de cada método, que determinam diferentes distribuições de porosidade e elementos nos provetes.

Na secção 2.5 define-se o conceito da compactabilidade e apresentam-se os métodos de medição encontrados na bibliografia e/ou normalizados. Existem métodos muito variados de medição, uns através da monitorização da baridade com o esforço de compactação aplicado e outros através da medição de propriedades mecânicas empíricas, tais como a resistência interna complexa e a tensão de corte. Todos se baseiam em equipamentos de compactação laboratorial, o que tal como se referiu em 2.4 induz grandes limitações à comparação entre metodologias diferentes. De seguida analisam-se a influência das propriedades intrínsecas da mistura betuminosa (composição e temperatura), tendo-se concluído:

- Granulometria: quando mais próxima a curva granulométrica da curva de máxima baridade menor a resistência à compactação, com influência da natureza do agregado;
- Dmax: existe um intervalo óptimo do rácio entre a espessura da camada e máxima dimensão das partículas de agregado, situado na generalidade entre 3 e 6 dependendo do tipo de mistura; rácios menores que 3 conduzem a dificuldades adicionais;
- Filer: o comportamento do mastique betuminoso é muito dependente da quantidade e tipo de filer, cujas características físicas e químicas determinam o tipo de ligação entre o betume e o filer; de uma forma geral o aumento da quantidade de filer diminui a resistência à compactação, pelo menos até certo valor da quantidade;
- Forma e rugosidade do agregado: as propriedades físicas do agregado são importantes no comportamento da mistura, quer durante a construção quer em serviço; na generalidade o aumento da quantidade de agregado britado aumenta a resistência à compactação e as partículas lamelares e alongadas tendem a fracturar antes de se iniciar a pavimentação, caso existam;
- Betume/Temperatura: normalmente o aumento da quantidade de betume é favorável à diminuição da resistência à compactação; como o comportamento do betume depende da temperatura e se pretende que este lubrifique as partículas de agregado de forma a optimizarem as suas posições e número de contactos, a viscosidade deve ser adequada a esta função; os limites de viscosidade actualmente utilizados apresentam boa aplicabilidade em misturas com betumes puros e

dificuldades com betumes modificados, porque o comportamento não-newtoniano exibido pelos betumes modificados faz depender a viscosidade da taxa de corte do ensaio; a experiência indica que para os betumes modificados se podem utilizar temperaturas inferiores às determinadas pelo método tradicional com resultados satisfatórios;

Na secção 2.6 começa-se por assinalar a importância do conhecimento do tempo disponível para a compactação. Descrevem-se os três fenómenos de troca de calor entre a camada pavimentada e a envolvente (radiação, condução e convecção). Por fim apresentam-se alguns modelos de cálculo e as considerações tidas no seu desenvolvimento. Dois dos modelos são utilizados no Capítulo 5.

Na secção 2.7 descrevem-se as metodologias de medição da baridade, necessária ao controlo da compactação, em laboratório e *in-situ*. Em ambos os casos existem diferentes técnicas e/ou equipamentos com aplicabilidades diferentes. Os equipamentos *in-situ* não destrutivos não estão ainda habilitados para serem utilizados como critério único de avaliação, mas são úteis no acompanhamento em obra.

Na secção 2.8 é descrito o processo de compactação em obra e os equipamentos envolvidos. A pavimentadora e os cilindros (rasto liso estático e vibrador, de pneus, oscilador, vibração orientada e “inteligentes”) apresentam características muito diferentes, procurando-se descrever as tecnologias e as acções que impõem à camada a compactarem, com base em informações divulgadas pelos fabricantes e publicados em revistas científicas. Verificou-se existirem poucos estudos realizados por entidades independentes, principalmente sobre misturas betuminosas, e quase todos bastante antigos (20 a 30 anos). Os custos envolvidos limitam a realização de estudos à escala real, sobretudo com camadas de misturas betuminosas. Relativamente aos cilindros “tradicionais” destacam-se as seguintes conclusões:

- Rasto liso: a vibração aumenta o desempenho do cilindro face ao modo “estático”; o desempenho depende de vários factores, como a M/L , o diâmetro do rolo e a velocidade, e no caso do modo vibratório também da frequência, amplitude, do nº de rolos nesse modo e da interacção com a camada a compactar, existindo vários modos de funcionamento possíveis;
- Pneus: são menos eficazes que os de rasto liso no modo vibratório e assim não existe consenso na comunidade quanto à sua utilização, quer em presença, quer em sequência; o efeito *kneading* é responsável pelo movimento das partículas que, além de promover a compactação, alguns estudos indicam ser responsável por melhorar as características mecânicas das camadas; as características superficiais da camada beneficiam também com a sua utilização.

Os equipamentos evoluíram bastante nas últimas duas décadas, disponibilizando cada vez mais ferramentas tecnológicas de apoio à compactação, mas ainda sem existir compreensão de muitos fenómenos envolvidos na compactação de misturas betuminosas pelo que perdem alguma aplicabilidade.

Em todas as secções descritas se verificou que o tema da compactação de misturas betuminosas apresenta muitas particularidades e questões por resolver, pelo que este trabalho se torna relevante.

3 – AVALIAÇÃO DA COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS EM OBRA

3.1 Introdução

No Capítulo 2 apresentou-se o estado da arte sobre a influência dos meios de compactação e das características das misturas no processo de compactação, em obra e em laboratório.

O processo de compactação em obra ocorre em duas fases, diferenciadas pelo tipo de equipamentos utilizados. Na primeira fase a pavimentadora espalha e pré-compacta a mistura betuminosa numa camada de dimensões predefinidas (largura e espessura), e na segunda fase os cilindros compactam a mistura até ser obtido o grau de compactação mínimo e eliminadas quaisquer marcas do cilindrado. O grau de compactação, após N passagens do cilindro, depende das características da mistura betuminosa e do tipo e forma de utilização dos equipamentos.

Os cilindros mais utilizados, designados de tradicionais, são os de pneus e os de rasto liso, estáticos e vibradores. Os inovadores, de rasto liso, osciladores e de vibração orientada ainda não se encontram muito difundidos, principalmente devido a cada tecnologia estar associada a uma única empresa fabricante. Finalmente, os ditos “inteligentes” ainda se encontram em desenvolvimento. Os estudos anteriores (a maior parte antigos e sob materiais granulares) e a experiência indicam que:

- O desempenho do cilindro aumenta com o seu peso;
- Os cilindros de rasto liso no modo vibratório são mais eficientes que no modo estático (rasto liso e de pneus); os cilindros de pneus apresentam maior eficácia em camadas de maior espessura;
- O comportamento vibratório do rolo depende da interação rolo-camada; a influência da frequência reduz-se para valores acima da frequência de ressonância (variável com o momento excêntrico);
- As misturas com betume modificado apresentam uma tendência elevada para aderir aos pneus do cilindro;
- Existe um intervalo de velocidade ótima, usualmente entre 3 e 6 km/h;
- Não se conhece o comportamento “dinâmico” e de produtividade dos cilindros inovadores na compactação de misturas betuminosas.

Na secção 2.5 indicaram-se as propriedades das misturas betuminosas que influenciam a sua compactabilidade e qual o sentido (redução ou aumento) de acordo com a variação da propriedade, Tabela 2.2. Fixada a formulação da mistura betuminosa, e assegurada no fabrico, a única variável passível de ser controlada no processo em obra é a viscosidade do betume, função da temperatura da camada a qual é variável no tempo e no espaço, de acordo com o descrito em 2.6.

Resumindo, verifica-se um elevado número de variáveis e o fraco conhecimento relativo à quantificação da

influência no processo. A maioria dos estudos referidos são “antigos” e não analisam o processo face às recentes evoluções tecnológicas nos equipamentos de compactação e modificações nas misturas betuminosas aplicadas em pavimentos.

Neste capítulo, são descritos ensaios de campo realizados com o objectivo de avaliar a importância de vários parâmetros inerentes ao processo de compactação em obra no grau de compactação final da mistura betuminosa. Os resultados são analisados estatisticamente com modelos de regressão.

3.2 Plano de experiências

Em 2005 a empresa HAMM AG, fabricante de equipamentos de compactação, disponibilizou-se para desenvolver um ensaio de campo em grande escala para a determinação da influência de vários parâmetros na compactação de misturas betuminosas. Entre os dias 1 e 5 de Agosto de 2005 foi monitorizada a compactação das duas camadas betuminosas do pavimento na área envolvente à fábrica da empresa em Tirschenreuth, Alemanha, numa área aproximada de 7200 m². A área foi dividida em 72 troços de ensaio, em cada camada, na qual se realizaram um total de 10400 medições de baridade *in-situ*.

O estudo incidiu sobre a análise da influência dos seguintes parâmetros no valor do grau de compactação atingido:

- Número de passagens do cilindro;
- Material/camada compactado/a;
- Massa total do cilindro;
- Modos de compactação;
- Parâmetros dinâmicos dos modos vibratórios e oscilatórios;
- Temperatura do material a compactar;
- Influência do modo “estático” no final da compactação “dinâmica”;

Este foi medido com 2 tipos de equipamentos de medição da baridade *in-situ*, *Pavement Quality Indicator* – PQI e o Gamadensímetro – fabricado pela empresa Troxler. Foram disponibilizados três gamadensímetros e um PQI. Os equipamentos são referidos no texto por “Troxler” e “PQI”. Na Figura 3.1 é apresentada uma foto de cada um dos equipamentos.

O gamadensímetro mede a baridade por emissão de raios gama enquanto o PQI mede a impedância eléctrica da mistura betuminosa. O primeiro é utilizado desde a década de 60 enquanto o segundo é mais recente e por isso apresenta menor experiência de utilização. O PQI oferece a vantagem de não ser um equipamento nuclear e assim não estar obrigado às medidas restritivas de utilização e transporte.



Figura 3.1 – Fotos dos equipamentos PQI e Troxler

Na Figura 3.2 é apresentada a planta das instalações da empresa e a tracejado a área de execução dos ensaios.

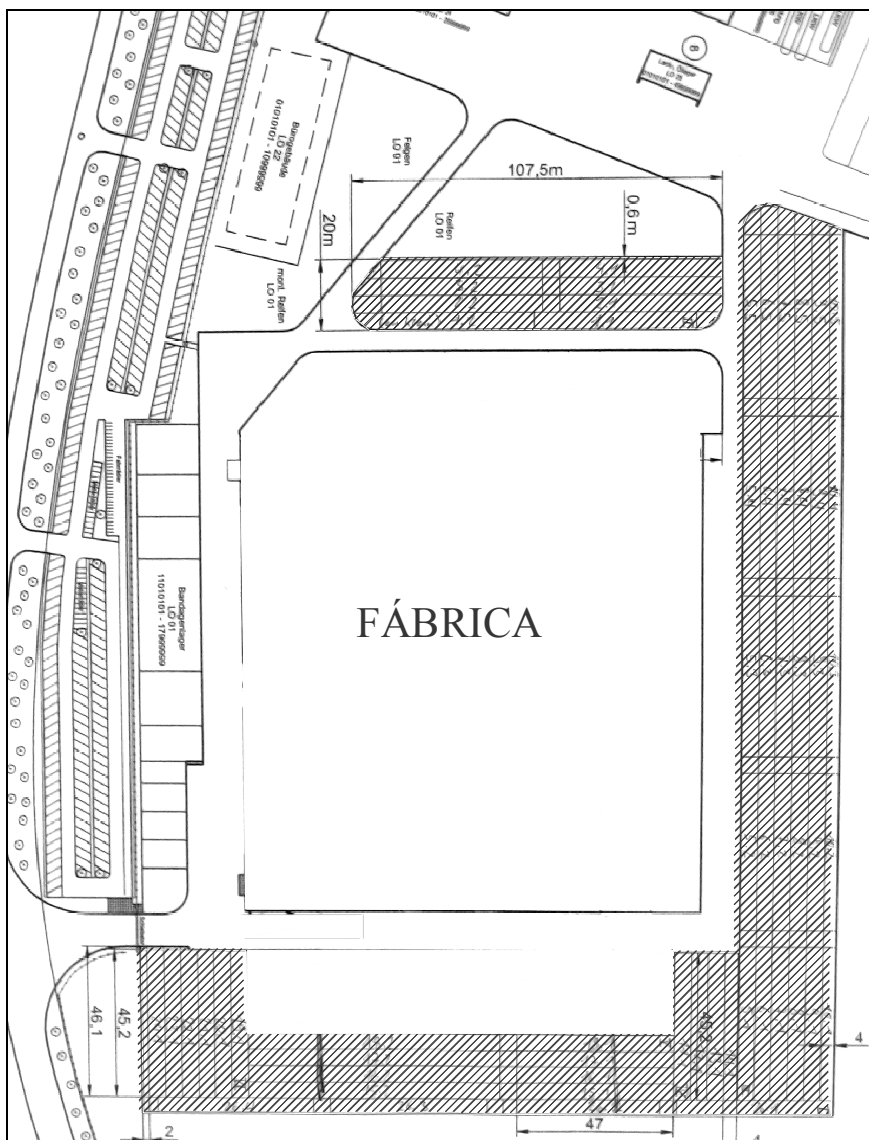


Figura 3.2 – Planta da área de execução dos ensaios

De seguida procede-se à descrição dos elementos referentes ao plano de experiências.

3.2.1 Número de passagens do cilindro

Este factor foi analisado em todos os troços de ensaio, através de um plano de condução do cilindro e divisão da área em secções, de acordo com o número de passagens efectuadas. Na Figura 3.3 é apresentado o esquema da condução dos cilindros e medições efectuadas em dois troços de ensaio. A pavimentadora operou sempre com uma largura de pavimentação de 5 m, dividida em dois troços de ensaio. Na figura a pavimentadora desloca-se da esquerda para a direita. Designa-se por “posição final” o local em que o cilindro se situa após a execução das 8 passagens, saindo do troço de ensaio por um dos lados.

Após a pavimentação procedeu-se à compactação com os cilindros no modo e condições especificadas para cada troço. Cada troço de ensaio é composto por 6 secções de medição da baridade (nº de passagens acumuladas entre 1 e 8) e 6 zonas intermédias, com dimensão média de 42,8 x 2 m².

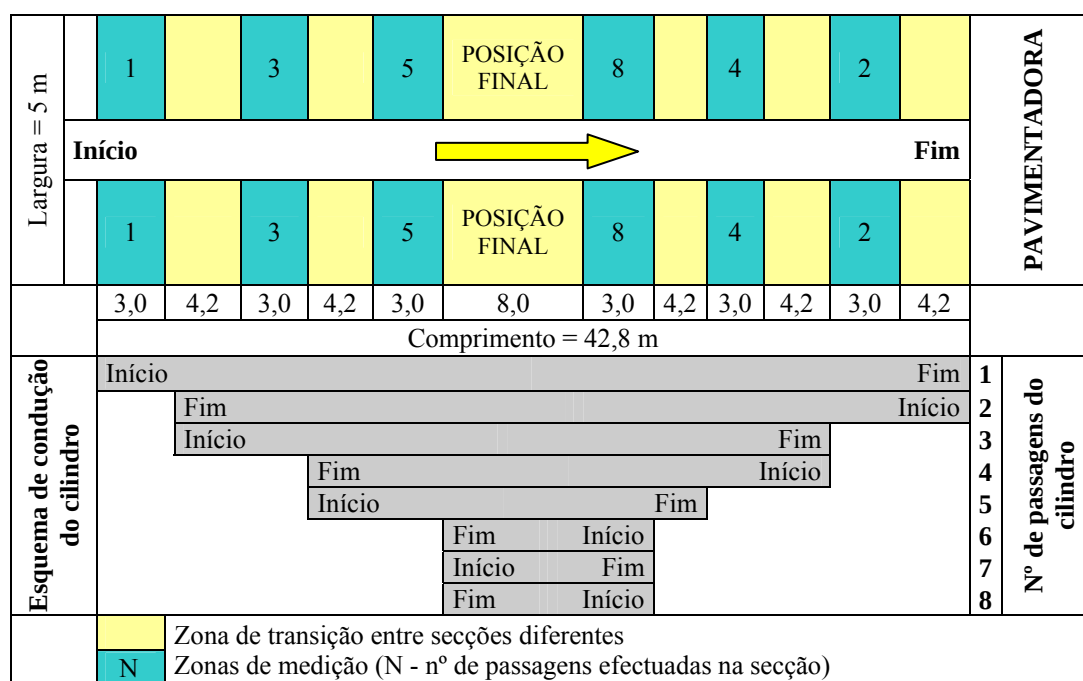


Figura 3.3 – Esquema de execução da compactação e medições

Na camada de base, em cada secção foram escolhidos 3 pontos e mediu-se a baridade com os dois tipos de equipamentos referidos. Na camada de desgaste, por avaria de 2 equipamentos Troxler e pelo tempo necessário para a medição com este equipamento, foi decidido efectuar mais medições com o PQI (5) e apenas 1 com o Troxler.

3.2.2 Material/camada compactado/a

Os ensaios foram realizados sobre as camadas de base e de desgaste, em materiais betuminosos, constituintes do pavimento (Figura 3.4). A camada de base, de espessura 14 cm após compactação, é constituída por uma mistura de agregado calcário 0/32 mm e betume 50/70, descrita na Figura 3.5 (CE ZTVT StB 95) e na Tabela 3.1, que pode ser classificada de acordo com o Caderno de Encargos tipo da Ex-JAE, JAE (1998), em

macadame betuminoso (MB 0/32), embora segundo esta classificação não cumpra o valor da porosidade máxima, e em *AC 32 base 50/70* segundo a normativa europeia EN13108.

Relativamente à camada de desgaste, de espessura 3,5 cm após compactação, não existe em Portugal nenhum tipo de mistura que se enquadre totalmente no tipo analisado, SMA – *Stone Matrix Asphalt*, constituída por agregado basalto 0/11 mm, betume modificado *Styrell PmB 45A* e fibras de celulose, descrita na Figura 3.6 (CE ZTV *Asphalt-StB 01*) e na Tabela 3.2, sendo este tipo de mistura muito comum na Alemanha. As misturas que mais se aproximam são o betão betuminoso rugoso e o microbetão betuminoso rugoso, APORBET (1998) e JAE (1998), mas sem um mastique tão rico em finos e betume, quanto o das misturas betuminosas tipo SMA. Segundo a normativa europeia EN13108 é classificada como *SMA 11 PmB 45A*.

No Anexo A apresenta-se uma cópia dos relatórios da formulação Marshall para cada uma das misturas.

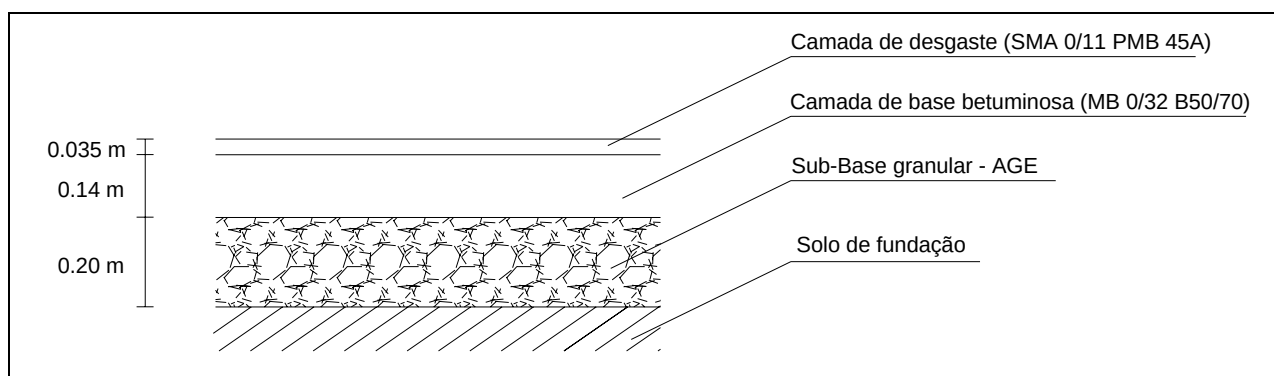


Figura 3.4 – Corte transversal do pavimento

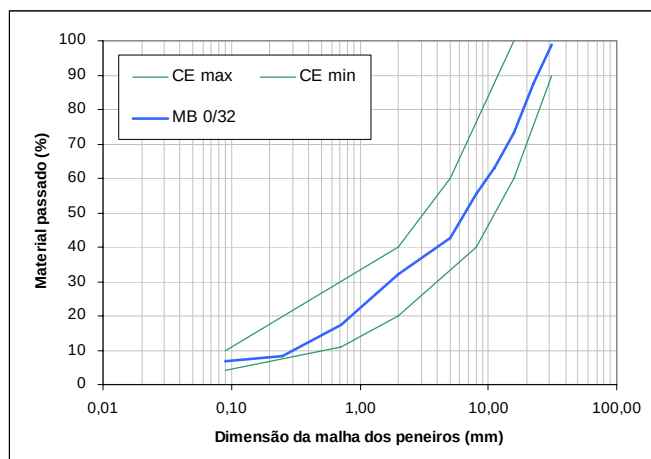


Figura 3.5 – Curva granulométrica – MB 0/32

Betume (%)	4
Baridade (g/cm ³)	2,24
Massa Volúmica Teórica (g/cm ³)	2,47
Porosidade (%)	9,3
Percentagem volumétrica de betume (%)	8,8
Vazios da Mistura de Agregados (%)	18,1
Grau de saturação em betume (%)	48,6

Tabela 3.1 – Propriedades da mistura formulada – MB 0/32

A mistura do tipo SMA foi desenvolvida na Alemanha durante a década de 60 com o objectivo inicial de prevenir a deterioração do pavimento pelos “pneus com pregos”. O desenvolvimento da mistura continuou com o objectivo de criar uma mistura que pudesse ser pavimentada de forma rápida (ao contrário do trabalho manual nas primeiras aplicações) para camadas de desgaste e com elevada resistência às deformações permanentes e rugosidade. Segundo dados da EAPA, em 2001 estavam pavimentados 200 milhões de m² na Alemanha e mais outros tantos no resto da Europa.

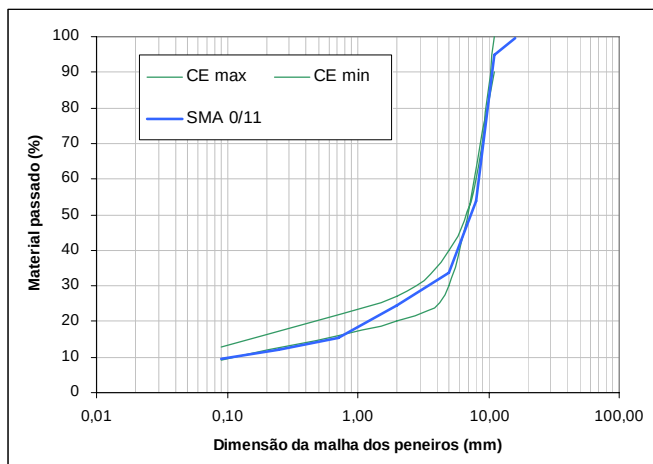


Figura 3.6 – Curva granulométrica – SMA 0/11

Betume (%)	6,4
Baridade (g/cm ³)	2,61
Massa Volúmica Teórica (g/cm ³)	2,70
Porosidade (%)	3,4
Porcentagem volumétrica de betume (%)	16,3
Vazios da Mistura de Agregados (%)	19,7
Grau de saturação em betume (%)	82,7

Tabela 3.2 – Propriedades da mistura formulada – SMA 0/11

A SMA é uma mistura que se caracteriza por ter elevada percentagem de agregado grosso britado, granulometria descontínua, elevada percentagem de finos e betume (convencional ou modificado) e elementos estabilizadores. A elevada percentagem de agregado mais grosso forma o esqueleto mineral da mistura cujo volume de vazios (considerável) é preenchido pelo mastique betuminoso. Como a quantidade de mastique requerida é elevada é normalmente adicionado fibras (celulose ou sintéticas) para aumentar a estabilidade da mistura durante as fases de transporte, pavimentação e compactação. A estrutura mineral através do contacto agregado/agregado confere uma boa resistência às solicitações do tráfego pesado e a elevada quantidade de mastique (maior espessura do filme de betume) assegura uma boa durabilidade e flexibilidade através da diminuição do envelhecimento do betume. As granulometrias mais comuns são 0/8, 0/11 e 0/16 mm. A espessura projectada da camada varia normalmente entre 3 e 5 cm (mais que 3 vezes a máxima dimensão do agregado).

Mourão (2003) indica que de acordo com as condições climáticas, de país para país, existem variações nas especificações da mistura, como na porosidade e na percentagem e tipo de betume. Em regiões mais húmidas e frias é exigida menor porosidade e maior quantidade de betume enquanto o contrário ocorre em regiões secas e quentes.

Relativamente à compactação, objecto de estudo do trabalho, existem regras que a experiência tem vindo a impor. Na maioria dos países o grau de compactação exigido é normalmente 97%. De acordo com Mourão (2003), CFF (2004), DAV (2005) na pavimentação e compactação deste tipo de misturas deverão ser respeitadas as seguintes regras:

- Temperatura da mistura na pavimentadora maior que 150°C;
- A temperatura de compactação varia com o betume, aconselhada entre 130°C (betume mole e convencional) e 150°C (betume duro e modificado);
- Iniciar a compactação o mais cedo possível, cilindro de rolos em modo “estático” ou vibratório;
- Não utilizar cilindro de pneus e não executar um elevado número de passagens com cilindro de rasto

liso em modo vibratório porque ambos provocam a ascensão do betume à superfície (exsudação do betume) e no segundo caso pode provocar também a fractura do agregado.

Nos testes realizados algumas das regras como a temperatura ou a utilização dos cilindros não foram respeitadas de forma a analisar as consequências de tais opções.

3.2.3 Cilindros e modos de compactação

A compactação foi executada por dois cilindros de rasto liso, o HAMM DV70 VO e o HAMM DV90 VO. O primeiro possui uma carga linear estática de 26,5 e 26,0 kg/cm (rolos dianteiro e traseiro) e o segundo 28,9 e 27,1 kg/cm. Na Figura 3.7 é apresentada uma foto de cada um dos cilindros. No Anexo B é apresentada uma descrição técnica detalhada dos dois equipamentos.

Relativamente aos modos de compactação os 2 cilindros podem ser utilizados no modo “estático” “S” (os dois rolos ou apenas um), vibratório “V” (apenas rolo dianteiro) e oscilatório “O” (apenas rolo traseiro). De acordo com as possibilidades de funcionamento de cada um dos rolos do cilindro foram definidos 4 modos diferentes de compactação: estático-estático “S-S”, estático-vibração “S-V”, estático-oscilação “S-O” e vibração-oscilação “V-O”. Os modos S-V, S-O e V-O são designados de modos de compactação “dinâmica” enquanto o S-S é designado de modo de compactação “estático”.



Figura 3.7 – Fotos dos cilindros DV70 e DV90

Em alguns troços de ensaio, 55 a 72 e 127 a 144, foi utilizado um modo misto. Neste caso após a compactação “dinâmica” efectuaram-se 4 passagens no modo “estático” em todas as secções dos troços de ensaio.

3.2.4 Parâmetros dinâmicos dos modos vibratório e oscilatório

Os parâmetros dinâmicos são a amplitude e a frequência. A amplitude (tangencial) do modo oscilatório é fixa

para cada um dos cilindros, 1,30 mm para o DV70 e 1,37 mm para o DV90. Relativamente ao modo vibratório, pode definir-se uma amplitude (vertical) entre a máxima e a mínima. Deste modo, definiu-se a máxima (0,61mm – DV70 e 0,62 mm – DV90) na compactação da camada de base e a mínima (0,42mm – DV70 e 0,41 mm – DV90) na compactação da camada de desgaste, de acordo com o referido no capítulo anterior.

Para cada um dos modos foram escolhidas várias frequências de compactação dentro do espectro de frequências possíveis. Na Tabela 3.3 são apresentadas as frequências máxima, média e mínima escolhidas para cada um dos modos e camada a compactar.

Frequência	Camada de Base				Camada de Desgaste			
	DV70		DV90		DV70		DV90	
	Vibração	Oscilação	Vibração	Oscilação	Vibração	Oscilação	Vibração	Oscilação
Mínima (FT)	35	30	35	32	40	30	45	32
Média (FM)	38	33	37	37	45	33	50	37
Máxima (FH)	42	36	42	42	50	36	55	42

Tabela 3.3 – Frequências de compactação escolhidas para os cilindros

Os ensaios foram efectuados para as 3 frequências (FT, FM e FH) no modo estático–vibração e estático–oscilação enquanto o modo vibração–oscilação foi utilizado com ambas as frequências máximas ou mínimas.

3.2.5 Temperatura do material a compactar

De modo a avaliar a influência da temperatura da mistura na compactação os modos de compactação foram repetidos para três intervalos de temperaturas superficiais da camada: quente/TH (160 – 130 °C), média/TM (130 – 100 °C) e fria/TT (100 – 70 °C). Segundo as especificações alemãs *ZTV Asphalt-StB 2001* a temperatura de compactação aconselhada para misturas tipo SMA incorporando betume *PmB 45A* é $145 \pm 5^\circ\text{C}$ (intervalo TH).



Figura 3.8 – Foto do equipamento de medição da temperatura (pistola de infravermelhos)

A avaliação da temperatura da camada foi feita através da medição da temperatura superficial por pistola de infravermelhos, por ser mais rápida e simples. Na Figura 3.8 é apresentada a foto do equipamento referido. A medição da temperatura foi realizada no momento da primeira passagem do cilindro. De forma a obter troços de ensaio com as temperaturas mais baixas (TM e TT), após a pavimentação havia um período de repouso até que a temperatura fosse adequada ao troço de ensaio pretendido.

3.2.6 Influência do modo “estático” no final da compactação “dinâmica”

Além da análise da compactação por um único modo de compactação, foi também testada a influência de 4 passagens em modo “estático” no final das passagens “dinâmicas”. Dada a limitação do número de troços de ensaio disponíveis, esta variável não foi analisada para todas as combinações possíveis.

3.2.7 Factores mantidos constantes

A estrutura do pavimento em todas as secções de ensaio foi a que se apresenta na Figura 3.4, no qual apenas existe variação do solo de fundação. Os solos de fundação apresentavam características mecânicas fracas resultado das operações de drenagem e aterro dos lagos existentes no local antes da construção da fábrica (ano 2000). Antes da pavimentação das camadas betuminosas mediram-se os valores dos módulos de elasticidade com o sistema de medição num cilindro mono-rola (*COMPACTOMETER*) e não ultrapassaram os 80 MPa nos melhores locais.

As misturas betuminosas foram produzidas na central de misturas betuminosas da empresa de construção local STREICHER, também responsável pelo transporte e pavimentação. Os camiões de transporte das misturas betuminosas utilizaram sempre uma tela de cobertura e isolamento, o que permitiu que a mistura betuminosa chegasse sempre ao local da obra com temperatura acima dos 170°C. A pavimentação foi realizada com uma pavimentadora de rastos VÖGELE Super 1800-1. As operações de compactação e monitorização dos resultados foram executados por pessoal da empresa HAMM AG.

Relativamente às condições meteorológicas, estas tiveram uma variação acentuada principalmente entre os dias 1 e 2 de Agosto. As temperaturas baixaram e houve precipitação, provocando um arrefecimento maior da mistura betuminosa.

Durante a realização da compactação foi mantida constante a velocidade de circulação do cilindro, 4 km/h. Os dois cilindros utilizados possuem controlo automático da velocidade de circulação.

O resumo dos ensaios efectuados e o número do troço de ensaio respectivo são indicados na Tabela 3.4.

Troço de Ensaio	Camada	Cilindro	Modo de compactação	Temperatura da camada	Frequência
1	Camada de base	DV 70	S-V	TH	FT
2					FM
3					FH
4				TM	FT
5					FM
6					FH
7				TT	FT
8					FM
9A					FH
9B					FH
10					FT
11A				TH	FM
11B			FM		
12			FH		
13			TM	FT	
14A				FM	
14B				FM	
15				FH	
16A				FT	
16B			TT	FT	
17				FM	
18				FH	
19		FT			
20		TH	FM		
21			FH		
22A			FT		
22B		TM	FT		
23			FM		
24			FH		
25A		TT	FT		
25B			FT		
26			FM		
27			FH		
28			FT		
29		TH	FM		
30			FH		
31			FT		
32		TM	FM		
33			FH		
34A			FT		
34B		TT	FT		
35			FM		
36			FH		
37		DV 70	V-O	TH	FH
38				FT	
39				TM	FH
40					FT
41					FH
42	TT	FT			
43		FT			
44		FH			
45	DV 90	TH		FM	
46			FT		
47			FH		
48		V-O	TM	FT	
	TT		FH		
				FT	

Tabela 3.4 – Resumo das características de todos os troços de ensaio realizados

Troço de Ensaio	Camada	Cilindro	Modo de compactação	Temperatura da camada	Frequência
49	Camada de base	DV 70	S-S	TH	-
50A				TM	-
50B				TT	-
51				TH	-
52				TM	-
53				TT	-
54		DV 90	S-S (S-V)	TH	FH
55				TM	FT
56				TT	FH
57		DV 70	S-S (S-O)	TH	FT
58A				TM	FH
58B				TT	FT
59			S-S (V-O)	TH	FH
60				TM	FT
61				TT	FH
62		DV 90	S-S (S-V)	TH	FT
63				TM	FH
64				TT	FT
65			S-S (S-O)	TH	FH
66				TM	FT
67				TT	FH
68			S-S (V-O)	TH	FT
69				TM	FH
70				TT	FT
71	Camada de desgaste	DV 70	S-V	TH	FT
72				TM	FM
73				TT	FH
74				TH	FT
75				TM	FM
76				TT	FH
77			S-O	TH	FT
78				TM	FM
79				TT	FH
80				TH	FT
81				TM	FM
82				TT	FH
83		DV 90	S-V	TH	FT
84				TM	FM
85				TT	FH
86			S-O	TH	FT
87				TM	FM
88				TT	FH
89		DV 90	S-V	TH	FT
90				TM	FM
91				TT	FH
92			S-O	TH	FT
93				TM	FM
94				TT	FH
95		DV 90	S-V	TH	FT
96				TM	FM
97				TT	FH
98			S-O	TH	FT
99				TM	FM
100				TT	FH

Tabela 3.4 – Resumo das características de todos os troços de ensaio realizados (cont.)

Troço de Ensaio	Camada	Cilindro	Modo de compactação	Temperatura da camada	Frequência
101	Camada de desgaste	DV 90	S-O	TH	FM
102					FH
103				TM	FT
104					FM
105					FH
106				TT	FT
107					FM
108					FH
109				DV 70	V-O
110		FT			
111		TM	FH		
112			FT		
113		TT	FH		
114			FT		
115		DV 90	TH	FH	
116				FT	
117			TM	FH	
118				FT	
119			TT	FH	
120				FT	
121		DV 70	S-S	TH	-
122				TM	-
123				TT	-
124		DV 90		TH	-
125				TM	-
126				TT	-
127		DV 70	S-S (S-V)	TH	FH
128				TM	FT
129				TT	FH
130			S-S (S-O)	TH	FT
131				TM	FH
132				TT	FT
133			S-S (V-O)	TH	FH
134				TM	FT
135				TT	FH
136		DV 90	S-S (S-V)	TH	FT
137				TM	FH
138				TT	FT
139			S-S (S-O)	TH	FH
140				TM	FT
141				TT	FH
142			S-S (V-O)	TH	FT
143				TM	FH
144				TT	FT

Tabela 3.4 – Resumo das características de todos os troços de ensaio realizados (Cont.)



Figura 3.9 – Fotos das operações de pavimentação e monitorização dos resultados

3.3 Resultados dos ensaios

No Anexo C são apresentados os valores da baridade e da temperatura superficial medida nos troços de ensaio, da camada de base e desgaste. Os resultados das medições apresentam-se separados por equipamento de medição e camada.

A baridade de referência para o cálculo do grau de compactação (G_c), baridade Marshall, é $2,61 \text{ g/cm}^3$ para a camada de desgaste e $2,24 \text{ g/cm}^3$ para a camada de base. Estes valores podem ser verificados no relatório do ensaio Marshall, Anexo A. O grau de compactação mínimo considerado para a obra é 97%. A grande diferença da baridade de referência nas duas misturas deve-se à origem do agregado e às características da mistura, como a percentagem de vazios (3,4% e 8,8%).

No Anexo D são apresentados os dados meteorológicos (temperatura, humidade relativa e velocidade do vento), com intervalo de 1 hora, para a cidade de Tirschenreuth nos dias 1, 2, 3, 4 e 5 de Agosto, obtida no sítio de Internet www.wetter.com.

Na Figura 3.10 e na Figura 3.11 são apresentados os resultados dos ensaios de compactação, separados por camada e por equipamento de medição utilizado.

Uma análise breve aos resultados permite concluir que:

- de acordo com o esperado existe um crescimento do grau de compactação com o número de passagens efectuadas, apresentando um valor elevado para apenas uma passagem;
- o espectro de resultados da medição com o equipamento Troxler é mais elevado que o do equipamento PQI, sendo a diferença substancialmente maior na camada de base;
- o grau de compactação, para igual número de passagens acumuladas, é na generalidade mais baixo na camada de desgaste do que na camada de base.

Não é possível indicar qual o equipamento de medição mais preciso (Troxler ou PQI) e em que situações, pois a empresa HAMM não permitiu que fossem retirados carotes do pavimento para avaliação em laboratório.

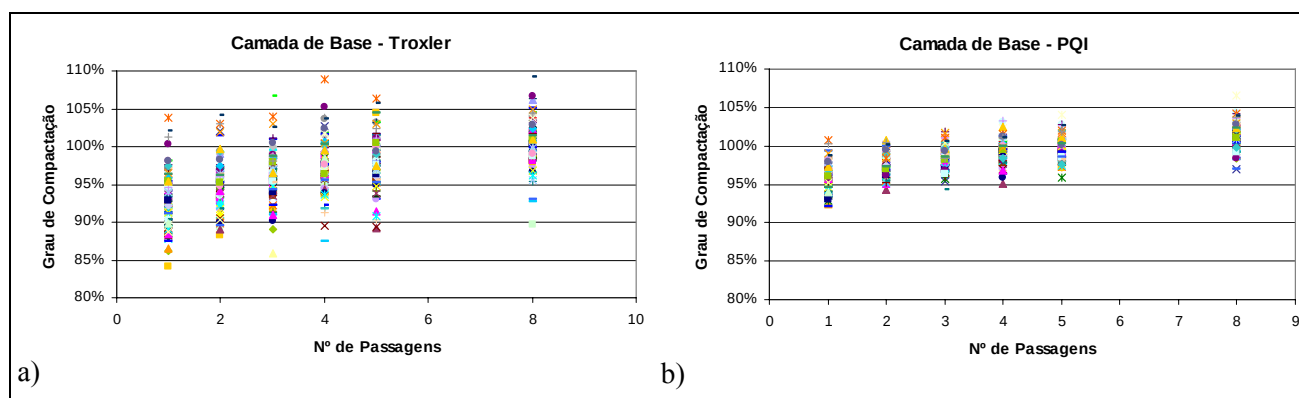


Figura 3.10 – Resultados da compactação na camada de base, medidos com o equipamento Troxler (a) e medidos com o equipamento PQI (b)

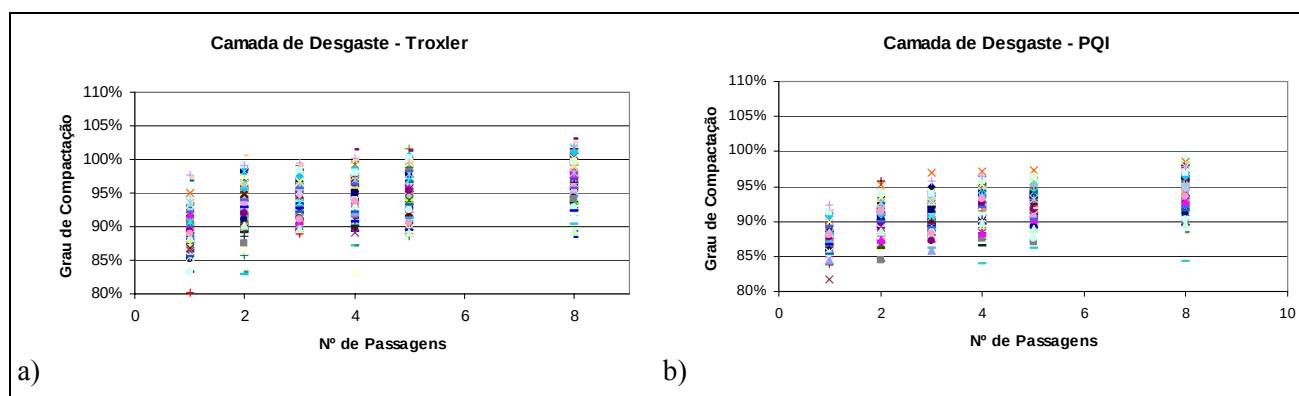


Figura 3.11 – Resultados da compactação na camada de desgaste, medidos com o equipamento Troxler (a) e medidos com o equipamento PQI (b)

Na Tabela 3.5 é apresentada a média e o desvio padrão do grau de compactação, medido por cada tipo de equipamento, para N passagens do cilindro nas duas camadas.

Os valores medidos médios na camada de base são superiores aos medidos na camada de desgaste, para qualquer número de passagens acumuladas e equipamento de medição. Em média, para a camada de desgaste não é possível atingir o grau de compactação mínimo com 8 passagens do cilindro enquanto que na compactação da camada de base são apenas necessárias 2 ou 4 passagens do cilindro, conforme o equipamento de medição utilizado.

Os dados apresentados indicam, para a camada de desgaste, que em média para igual número de passagens o grau de compactação medido pelo equipamento Troxler é superior ao medido pelo equipamento PQI. No caso da camada de base ocorre o oposto, com maiores valores medidos pelo equipamento PQI. Em ambas as camadas a dispersão dos valores entre os vários troços de ensaio é maior nas medições do equipamento Troxler. A dispersão dos valores medidos com o equipamento PQI aumenta na passagem da camada de base

para a de desgaste enquanto com o equipamento Troxler se mantém a mesma ordem de grandeza. Entre os locais com diferente número de passagens acumuladas a variação da dispersão é pouca significativa. Seria expectável que o valor crescesse inicialmente e no fim decrescesse, pois para um estado homogéneo inicial diferentes desempenhos de compactação deveriam fazer aumentar a diferença com as primeiras passagens que no entanto deveria decrescer após um número elevado de passagens.

Camada de Base - Troxler						
Nº de Passagens						
	1	2	3	4	5	8
Média	92,8%	95,0%	96,5%	97,5%	98,1%	100,5%
StDev	3,7%	3,4%	3,3%	3,6%	3,6%	3,4%

Camada de Base - PQI						
Nº de Passagens						
	1	2	3	4	5	8
Média	95,9%	97,4%	98,3%	99,3%	99,5%	101,0%
StDev	1,8%	1,6%	1,5%	1,6%	1,6%	1,7%

Camada de Desgaste - Troxler						
Nº de Passagens						
	1	2	3	4	5	8
Média	89,6%	92,9%	93,5%	94,7%	95,0%	96,7%
StDev	3,3%	3,6%	2,7%	3,5%	3,2%	3,4%

Camada de Desgaste - PQI						
Nº de Passagens						
	1	2	3	4	5	8
Média	87,8%	90,3%	90,8%	92,2%	92,5%	94,4%
StDev	2,2%	2,3%	2,2%	2,5%	2,4%	2,8%

Tabela 3.5 – Média e Desvio Padrão do grau de compactação após N passagens, para cada camada e equipamento de medição utilizado

A dispersão dos resultados após N passagens, avaliada pelo desvio padrão, depende da capacidade do equipamento em medir as diferenças de baridade da mistura e da variabilidade da compactação da mistura face às diferentes condições de compactação em campo.

A repetibilidade das medições é diferente nos dois equipamentos, a energia de medição é variável nos gamadensímetros enquanto nos não nucleares, como o PQI, é fixa. Também entre gamadensímetros diferentes existem pequenas diferenças. Assim o PQI apresenta sempre menor variabilidade nas medições num mesmo ponto. Na Tabela 3.6 apresentam-se os desvios padrão médios em cada secção de medição (N passagens) com os dois equipamentos. As medições com o PQI foram sempre com o mesmo equipamento, em pontos diferentes, enquanto com o Troxler as medições foram efectuadas com 3 equipamentos, cada um num ponto diferente. O desvio padrão no caso do equipamento Troxler reflecte a variabilidade dos pontos e dos equipamentos. Verifica-se que, tal como esperado, o Troxler apresenta maior variabilidade nas medições do que o PQI. Apesar do aumento do número de pontos de medição na camada de desgaste a variabilidade aumenta, o que pode indicar uma influência maior das condições específicas de medição.

Camada	Equipamento	Nº de pontos	Nº de Passagens					
			1	2	3	4	5	8
Base	Troxler	3	3,3%	3,2%	3,4%	2,9%	3,5%	2,8%
	PQI	3	1,3%	1,1%	1,0%	1,0%	1,1%	1,0%
Desgaste	PQI	5	2,0%	1,9%	1,7%	1,9%	1,9%	1,8%

Tabela 3.6 – Desvio Padrão das medições do grau de compactação numa secção, para cada camada e equipamento de medição utilizado

No Capítulo 2 indicou-se que a precisão de ambos os equipamentos é afectada pelas diferentes condições de obra (materiais, temperatura, baridade, etc.) e que o PQI mede em geral valores mais baixos de baridade que o equipamento Troxler, e este relativamente ao valor real. O equipamento PQI é afectado também pela granulometria da mistura/textura superficial e humidade.

Em dois dos dias de pavimentação da camada de base choveu, de forma intermitente, o que pode ter influenciado principalmente a medição com o PQI. A água possui uma permitividade dielétrica muito mais elevada que o betume e agregado (80 *versus* 5 a 8) pelo que os valores médios da baridade mais elevados, que os medidos pelo Troxler, podem derivar desta condição. Na camada de desgaste, relativamente à camada de base, houve alteração da natureza dos agregados e granulometria e da espessura da camada. Quanto aos agregados ambos os factores têm influência na medição, principalmente a granulometria pois determina a textura superficial da camada. O ar possui uma permitividade dielétrica mais baixa que o betume e agregado (1 *versus* 5 a 8) pelo que os valores medidos tendem a ser mais baixos que os reais em camadas com textura grosseira como as de SMA. Por outro lado o PQI, no modo “profundo”, pode ser utilizado para camadas com espessura entre 2,5 e 15 cm não tendo em conta a espessura real da camada. Como a baridade de referência da camada de base é bastante mais baixa que a de desgaste, 2,24 para 2,61 g/cm³, a medição de parte da camada inferior conduz à leitura de baridades naturalmente mais baixas. No caso do equipamento Troxler, apesar de se introduzir a espessura de medição pretendida, é conhecido que a precisão baixa para camadas finas, pelo motivo de por vezes medir parte da camada inferior.

Como o desvio padrão das medições com o equipamento Troxler é próximo nas duas camadas, o aumento do desvio padrão das medições com o PQI da camada de base para a de desgaste pode estar relacionado com as influências referidas.

Na Figura 3.12 ilustra-se o histograma do número de passagens necessárias para atingir o grau de compactação mínimo (97%) nos troços de ensaio testados. Relativamente à camada de base pode concluir-se que é possível atingir o grau de compactação mínimo com 8 passagens em quase todos os troços de ensaio. Com base as medições de PQI em todos os troços de ensaios apenas são necessárias 5 passagens. Nas medições de Troxler o número de passagens necessárias num maior número de troços é com igual expressão 3 e 4 passagens enquanto nas medições de PQI é claramente 2 passagens.

De acordo com o apresentado anteriormente os resultados de compactação da camada de desgaste são fracos e aquém das expectativas. Nas medições de PQI, 8 passagens do cilindro apenas são suficientes para menos

de 20% dos troços ensaiados enquanto que nas medições Troxler são suficientes para mais de 50% dos casos. Assim verifica-se que existe uma maior diferença dos resultados medidos pelos dois tipos de equipamentos, embora os resultados finais se possam considerar medíocres em ambos os casos. Não é possível indicar qual o número de passagens que assegura uma compactação eficaz na grande maioria dos casos.

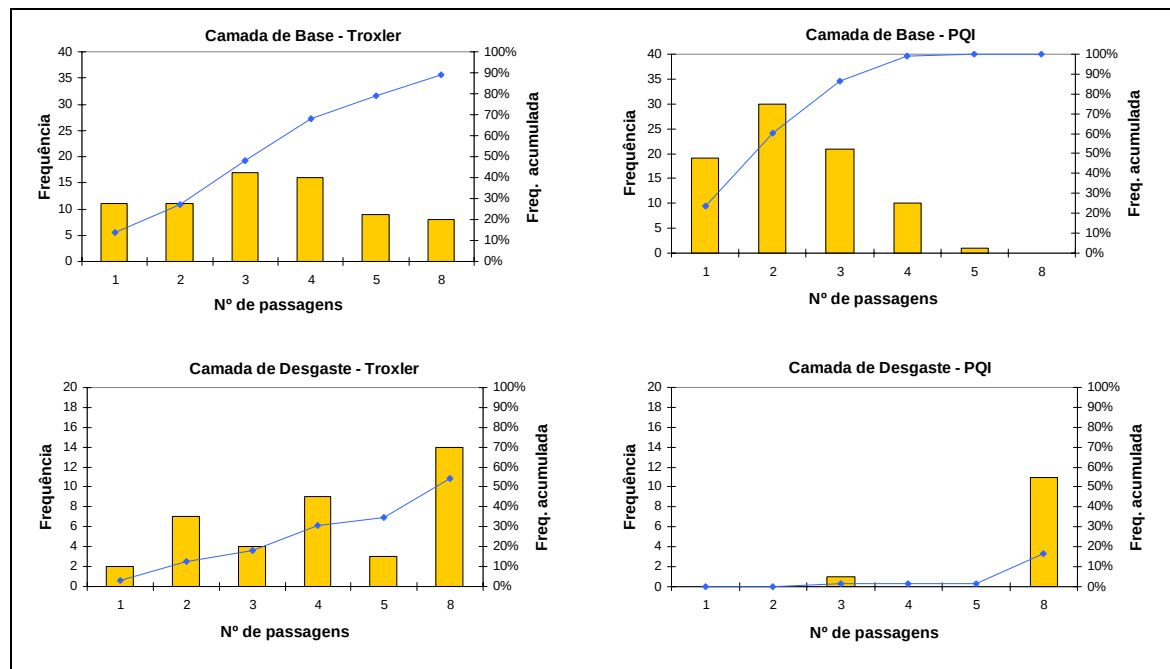


Figura 3.12 – Histograma do número mínimo de passagens do cilindro para atingir um grau de compactação superior a 97%

De acordo com apresentado no capítulo anterior, em FGSV (2004) são propostas regressões, obtidas a partir de resultados experimentais, para o cálculo da resistência à compactação e número de passagens necessárias do cilindro para diversas misturas betuminosas de acordo com a sua composição. A mistura tipo SMA 0/11 é um dos tipos de misturas analisados no relatório ao contrário da mistura utilizada na camada de base que não foi estudada. Assim, para a mistura SMA, é possível com base na composição e nas características dos trechos de ensaios calcular a resistência à compactação prevista, (3.1), e o número de passagens necessárias para obter o grau de compactação mínimo, (3.2) e (3.3). As regressões apenas prevêm o funcionamento do cilindro nos modos “estático” e vibratório, em ambos os rolos simultaneamente. Não é possível variar a frequência da vibração. A Tabela 3.8 apresenta o número de passagens previstas para as diferentes condições de compactação.

$$E_2 = \left[19,7 - 4,94 \times P_b - 0,76 \times F + 1,270 \times SPL - 1,14 \times D_{\max} \right] \times \frac{1 - G_c}{1 - 0,97} + 100 \times \frac{G_c - 0,97}{1 - 0,97} \quad (3.1)$$

SPL (%)	P _b (%)	F (%)	Dmax (mm)	Gc	E ₂ (21N.m)
75,3	6,4	10	11	0,97	63,6

Tabela 3.7 – Cálculo da resistência à compactação E_2 da mistura SMA 0/11

$$N(Gc)_{estático} = 2 \times 44,9 \times T_0^{-0,6620} \times [E_2(Gc, T = 135^\circ C)]^{0,799} \times m_w^{-0,4809} \times Gc^{20,59} \quad (3.2)$$

$$N(Gc)_{vibração} = 2 \times 900 \times T_0^{-0,6047} \times [E_2(Gc, T = 135^\circ C)]^{0,4903} \times m_w^{-1,7196} \times Gc^{14,89} \quad (3.3)$$

T_0 (°C)	E_2 (Gc)	m_w (ton.)	Rolo	N(0,97) – Modo “Estático”			N(0,97) – Modo Vibratório		
TH – 145	63,6	DV70 – 7,8 DV90 – 9,4		TH	TM	TT	TH	TM	TT
TM – 115			DV70	18	22	26	12	14	16
TT – 90			DV90	16	20	24	10	10	12

Tabela 3.8 – Cálculo do número de passagens $N(Gc)$ do cilindro nos modos “estático” e vibratório

Os dados obtidos da regressão indicam que 8 passagens são insuficientes em todos os casos para obter o grau de compactação mínimo, de acordo com a generalidade dos resultados ilustrados anteriormente. O aumento do peso do cilindro e a passagem do modo “estático” ao modo “dinâmico” (vibração) diminui consideravelmente o número de passagens necessárias. Pelo contrário a descida da temperatura inicial de compactação aumenta o número de passagens do cilindro requeridas. A temperatura é tanto mais relevante quanto menos eficaz o cilindro (massa e modo). O cilindro DV90 no modo vibratório requer metade das passagens do cilindro DV70 no modo “estático”.

Na Figura 3.13 e na Figura 3.14 apresentam-se, para cada camada e equipamento de medição utilizado, os valores médios do grau de compactação após N passagens de cada cilindro nos vários modos de compactação testados.

Da Figura 3.13, compactação da camada de base, pode concluir-se o seguinte:

Relativamente aos diferentes modos de compactação do DV70.

- Troxler: existe uma clara vantagem para V-O, conseguindo atingir o GC_{min} (97%) em apenas 2 passagens quando os outros modos S-O e S-V o conseguem em 5 e S-S em 8. Tanto nas primeiras passagens como no final o desempenho de S-S, S-V e S-O é semelhante. Inexplicavelmente existe uma queda do grau de compactação na secção de 5 passagens.
- PQI: Tal como na análise anterior existe uma vantagem de V-O relativamente aos restantes, no entanto a diferença é menor. S-V e V-O conseguem cumprir o GC_{min} em 2 passagens e os restantes em 3. Não se verifica a queda de baridade da análise anterior.

Relativamente aos diferentes modos de compactação do DV90.

- Troxler: ao contrário da análise anterior S-S obtém os melhores resultados em termos de crescimento da baridade, apesar de atingir o GC_{min} com 3 passagens tal como S-O e V-O. S-V revela-se o mais fraco atingindo o objectivo em 4 passagens. Na secção de 5 passagens existe uma queda do grau de compactação em 3 modos, para o qual não existe nenhuma razão aparente.
- PQI: a análise com base nas medições deste equipamento revela resultados completamente diferentes, com V-O a ser superior aos restantes modos e S-S a obter os piores resultados. V-O atinge

em 2 passagens o GC_{min} , tal como S-V e S-O, enquanto S-S necessita de 4 passagens. As baridades atingidas por S-V e S-O são muito semelhantes em todas as passagens.

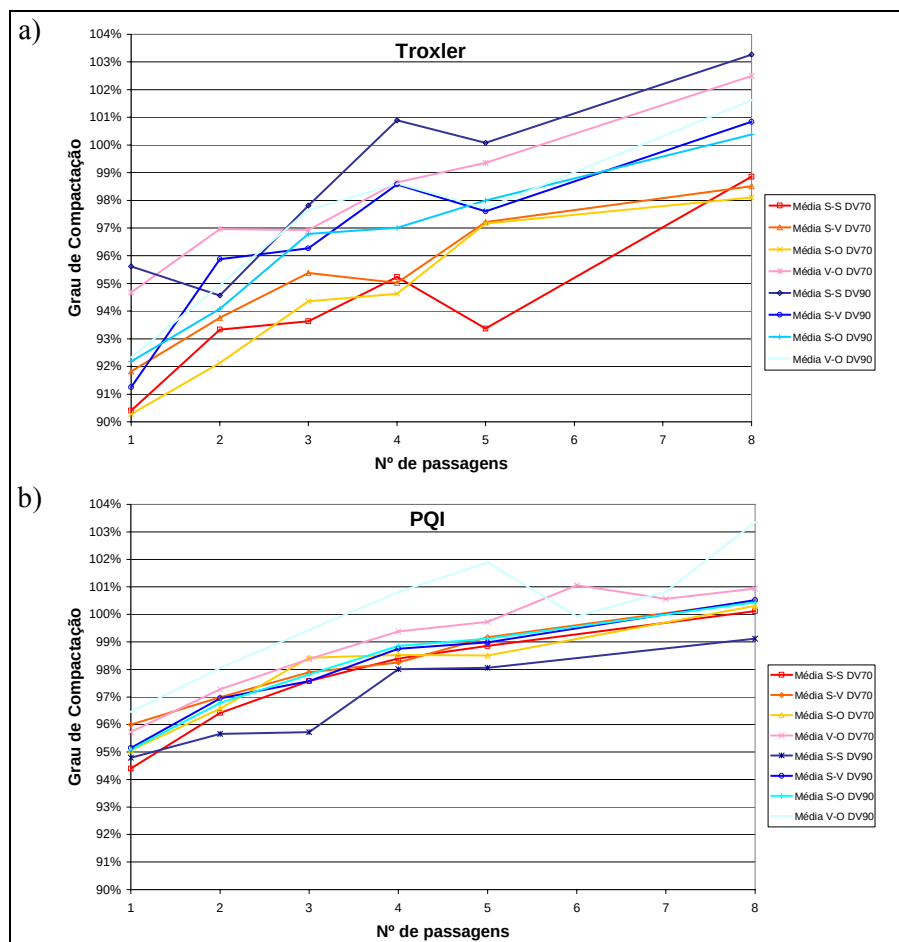


Figura 3.13 – Grau de compactação médio para cada cilindro e modo de compactação, na camada de base, medido com o equipamento Troxler (a) e com o PQI (b)

Comparação entre DV70 e DV90.

- Troxler: com a exceção de DV70 V-O, todos os modos de DV90 conseguem atingir maiores baridades.
- PQI: os modos S-O e S-V apresentam resultados muito semelhantes com os 2 cilindros, S-S apresenta melhores resultados com o DV70 e V-O com o DV90.

Da Figura 3.14, compactação da camada de desgaste, pode concluir-se o seguinte:

Relativamente aos diferentes modos de compactação do DV70.

- Troxler: existem 2 grupos com desempenhos semelhantes, S-S/S-V e S-O/V-O. No entanto, nenhum dos modos atinge o GC_{min} .
- PQI: apenas S-S apresenta resultados inferiores enquanto os outros modos apresentam baridades sempre próximas entre modos. Confirma o não cumprimento do GC_{min} mesmo para 8 passagens.

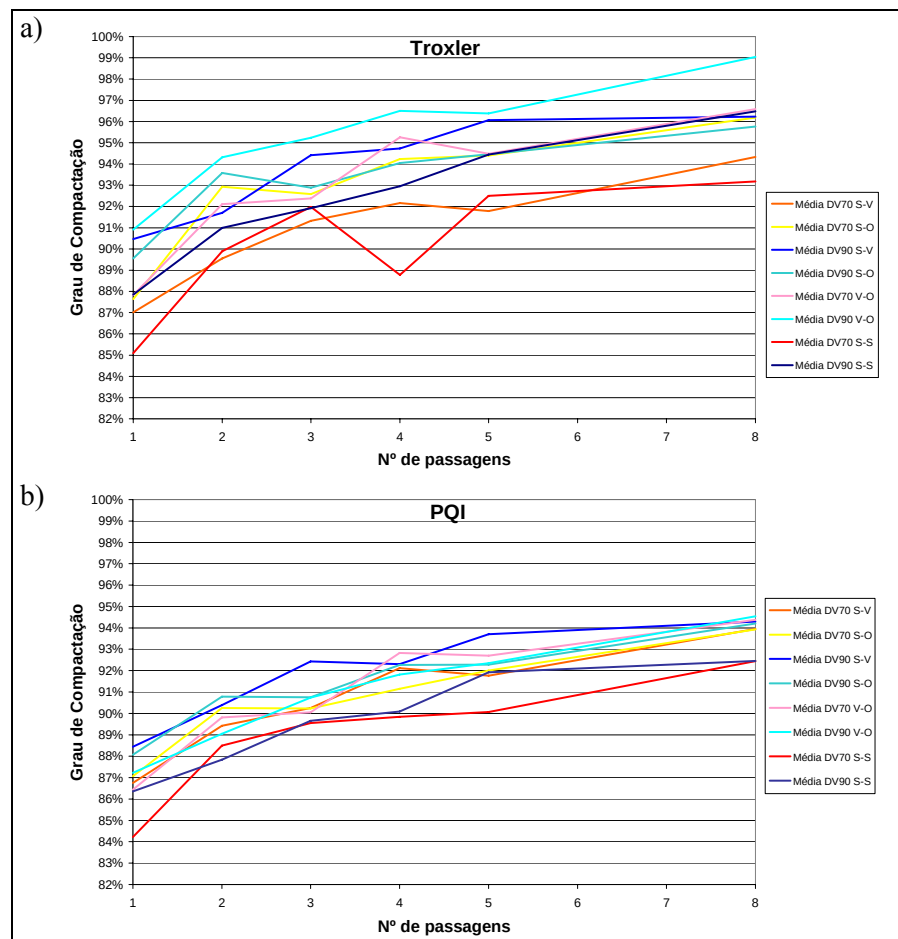


Figura 3.14 – Grau de compactação médio para cada cilindro e modo de compactação, na camada de desgaste, medido com o equipamento Troxler (a) e com o PQI (b)

Relativamente aos diferentes modos de compactação do DV90:

- Troxler: em termos de baridade máxima apenas V-O se destaca e consegue cumprir o GC_{min} . Durante os outros valores de número de passagens S-V, S-O e S-S apresentam-se por ordem decrescente de eficácia.
- PQI: para 8 passagens apenas S-S apresenta uma baridade inferior aos restantes modos. No entanto, nenhum consegue atingir o GC_{min} .

Comparação entre DV70 e DV90.

- Troxler: no cômputo geral o DV90 atinge melhores resultados, com a exceção do modo S-O com igual resultado, sendo a diferença de cerca de 2%.
- PQI: em termos de baridade máxima os modos atingem baridades semelhantes com os 2 cilindros. Durante as restantes passagens existem algumas alterações de desempenho relativo entre os modos.

Como conclusões finais pode indicar-se que o cilindro DV90 e o modo de compactação V-O apresentam melhor desempenho na compactação da camada de base, monitorizada com os dois equipamentos, bem como na compactação da camada de desgaste, medida com o equipamento Troxler. Os dados medidos com o

equipamento PQI apresentam-se muito próximos, não permitindo graduar os casos testados.

Nos testes efectuados existe um elevado número de parâmetros que foram variados com o intuito de determinar a sua importância na compactação de misturas betuminosas. A avaliação da influência individual de cada parâmetro apenas pode ser realizada com uma análise estatística multi-variável, apresentada no ponto seguinte.

3.4 Estudo estatístico: modelos de regressão

Um dos métodos de determinar a importância de vários elementos num problema genérico é o da reconstrução do problema a partir das variáveis intervenientes, modelo de regressão. O modelo de regressão (expressão matemática que relaciona uma ou mais variáveis com um determinado grau de erro) é uma técnica estatística, descritiva e inferencial, que permite a análise da relação entre uma variável dependente e um conjunto de variáveis independentes.

No caso em análise a variável dependente é o grau de compactação (G_c) ou a baridade e as variáveis independentes são todas as que foram alteradas/variadas nos ensaios. Neste caso designa-se por modelo de regressão múltipla.

Os tipos de regressões estudadas foram: linear, exponencial e polinomial. Todas foram estudadas a partir da utilização do modelo de regressão linear, com a introdução e transformação das variáveis em estudo como de seguida se descreve.

As regressões lineares apresentam a seguinte relação tipo entre a variável dependente Y e as variáveis independentes X_i :

$$Y = B_0 + B_1X_1 + B_2X_2 + \dots + B_kX_k + \varepsilon_i, i = 1, 2, \dots, n \quad (3.4)$$

Em que:

B_i – coeficientes de regressão do modelo

ε_i – variável aleatória residual que descreve os efeitos em Y não explicados por X_i

A utilização de um modelo linear múltiplo só é válida após a verificação de 6 hipóteses:

H1: Linearidade do fenómeno em estudo;

H2: Para cada valor fixo da variável independente, a variável dependente tem uma distribuição normal, com média $B_0 + B_1X_1 + B_2X_2 + \dots + B_kX_k$ e com variância constante σ^2 ;

H3: As observações de Y são independentes umas das outras;

H4: Os ε_i 's têm distribuição normal, com média zero e variância constante σ^2 ;

H5: As variáveis aleatórias referentes a duas observações diferentes não estão correlacionadas, isto é, possuem covariância zero;

H6: Independência das variáveis independentes X_i , inexistência de multicolinearidade.

A recta é estimada através da minimização da soma dos quadrados dos resíduos, método dos mínimos quadrados. Os cálculos foram efectuados com software específico de Estatística – SPSS v14.0 (*Statistical Package for the Social Sciences*).

3.4.1 Análise de regressões

Neste ponto são apresentados os elementos considerados aferidores das regressões estudadas, seja para a verificação das condições de aplicação da regressão linear múltipla como da qualidade da regressão. Os elementos apresentados de seguida tiveram como fonte os seguintes elementos bibliográficos: Maroco (2003), Pestana & Gageiro (2003).

Análise da “variância” do modelo

Este primeiro teste consiste na verificação da hipótese de pelo menos uma das variáveis independentes integradas influenciar a variável dependente. Testa-se a hipótese de pelo menos um dos coeficientes da regressão ser diferente de zero, modelo ajustado significativo, a partir de estimativas amostrais da população.

O teste consiste no cálculo da fracção da “variância total” em Y explicada pelo modelo de regressão e pelos erros, considerando-se o modelo de regressão significativo se a primeira for significativamente maior que a segunda. A “variância” explicada pela regressão é estimada pela divisão de SQR (soma dos quadrados dos resíduos com base na regressão) pelos respectivos graus de liberdade p (número de variáveis independentes) enquanto a variância explicada pelo erros é estimada dividindo SQE (soma dos quadrados dos resíduos explicada pelos erros) pelos respectivos graus de liberdade $(n - p - 1)$, sendo n o número de observações.

A estatística do teste é:

$$F = \frac{\frac{SQR}{p}}{\frac{SQE}{n - p - 1}} \quad (3.5)$$

Assumindo que para a hipótese de os coeficientes serem todos nulos, F possui uma distribuição de F -Snedecor com p e $(n-p-1)$ graus de liberdade, pode ser calculada a significância da verificação da hipótese. Para valores menores que 5% ou 10%, podemos concluir com um “intervalo de confiança”, respectivamente, de 95% ou 90% que o modelo é significativo e existe pelo menos uma variável independente que influencia a variável dependente.

No SPSS, este teste é designado por ANOVA da regressão.

Teste aos “coeficientes da regressão”

Após a verificação de que o modelo é significativo, apenas se sabe que pelo menos um dos coeficientes da regressão é significativamente diferente de zero. Assim é necessário efectuar um teste de “significância” a cada um dos coeficientes individualmente.

Para cada coeficiente testa-se a *hipótese 0*, coeficiente igual a zero, e a *hipótese 1*, coeficiente diferente de zero. A estatística do teste é:

$$T_{B_i} = \frac{b_i}{\sqrt{S_{y.x}^2 \cdot C_{ii}}} \quad (3.6)$$

Em que:

b_i – estimativa de B_i

$S_{y.x}^2$ – quadrados médios dos erros

C_{ii} – elemento i da diagonal da matriz $(X'X)^{-1}$, sendo X a matriz das observações

Assumindo que para a *hipótese 0*, T possui uma distribuição de *T-Student* com $(n-p-1)$ graus de liberdade, pode ser calculada a “significância” da hipótese se verificar. Deste modo, para um valor menor que 5% ou 10% podemos concluir com um “intervalo de confiança”, respectivamente, de 95% ou 90% que o coeficiente da regressão é significativo.

Relativamente ao teste é necessário ter em atenção que a estatística do teste é determinada considerando que no modelo de regressão apenas actua de cada vez uma variável independente. Deste modo, caso se pretenda ter em consideração a actuação em simultâneo das outras variáveis deve dividir-se o valor da “significância” máxima pelo número de variáveis presentes.

“Coeficiente de determinação”

Este coeficiente é a medida mais utilizada para a avaliação da qualidade do ajustamento, determinado pela seguinte expressão:

$$R^2 = \frac{SQR}{SQT} \quad (3.7)$$

Em que:

SQR – soma dos quadrados dos resíduos com base na regressão

SQT – soma dos quadrados dos desvios total

Este coeficiente mede a proporção da variabilidade total que é explicada pela regressão, assumindo o valor 1 quando a correlação é perfeita e zero no caso oposto. Dependendo do fenómeno em estudo, assume-se comumente que um valor superior a 0,9 é indicação de um bom ajuste. Alguns autores criticam este coeficiente devido à sua dependência do número de variáveis presentes, optando pelo designado “coeficiente

de determinação ajustado”, expressão (3.8), o qual pode ser utilizado com mais segurança na avaliação da qualidade do ajuste.

$$R_a^2 = 1 - \frac{QME}{QMT} = R^2 - \frac{p(1 - R^2)}{n - p - 1} \quad (3.8)$$

Em que:

QME – variância dos erros

QMT – variância total

Coefficientes “estandardizados beta”

A análise da importância relativa das variáveis através da simples comparação dos valores absolutos dos coeficientes da regressão é limitada, pois normalmente as variáveis expressam-se em unidades distintas e estão associados a um intervalo de valores diferente. Esta análise é possível após a transformação dos coeficientes “absolutos” B_i em coeficientes “estandardizados” B'_i que têm em conta os dois aspectos referidos. Os coeficientes são calculados da seguinte forma:

$$B'_i = B_i \cdot \frac{\sigma_{Xi}}{\sigma_Y} \quad (3.9)$$

Em que:

σ – desvio padrão

Análise de “resíduos”

A condição *H4*, apresentada atrás, indica que deverá verificar-se a normalidade dos resíduos com média nula e variância constante.

Relativamente à normalidade dos resíduos existem dois procedimentos distintos que podem ser utilizados, o primeiro através dos “testes de ajustamento” (*Kolmogorov-Smirnov* e *Shapiro-Wilk*) e o segundo por “análise gráfica”.

O teste de *Kolmogorov-Smirnov* permite determinar se a distribuição da variável em estudo pode ser considerada uma amostra representativa da população com uma determinada distribuição, que para este fim é a distribuição normal. A estatística do teste é calculada pela diferença entre a frequência acumulada de cada uma das observações e a frequência acumulada que essa observação teria se a sua distribuição fosse normal bem como a diferença relativamente à observação anterior. O valor crítico determinado (significância) permite determinar o erro máximo ao não rejeitar a hipótese H_0 , hipótese de os resíduos seguirem a distribuição normal.

O teste de *Shapiro-Wilk* é um teste semelhante, com particular adequação a amostras de pequena dimensão ($n < 30$). A análise gráfica consiste na verificação visual da disposição dos resíduos em redor de rectas que expressam uma distribuição normal perfeita.

A análise gráfica é o método normalmente utilizado para verificar que os resíduos apresentam média nula, que na Figura 3.15 se pode confirmar pela distribuição aleatória em torno de $e_i = 0$. A representação dos resíduos ajuda também a identificar a não linearidade de alguma das variáveis independentes relativamente à variável dependente.

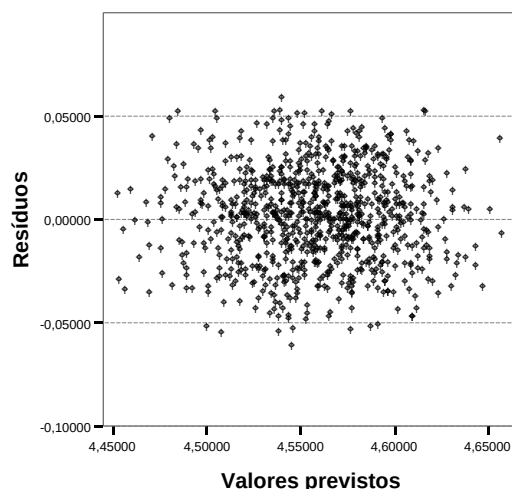


Figura 3.15 – Análise da distribuição dos resíduos (modelo logarítmico – dados Troxler)

O pressuposto de variância constante (homocedasticidade) é analisado também por análise gráfica, com representação dos resíduos “estudentizados” e “estandardizados” ou os resíduos “estandardizados” *versus* os valores estimados. Em ambas as representações os resíduos deverão manter uma amplitude aproximadamente constante em relação ao eixo horizontal zero e ausência de possíveis tendências ou relações entre os resíduos e os valores previstos, tal qual ilustrado na Figura 3.16, de modo a não se rejeitar a hipótese de homocedasticidade.

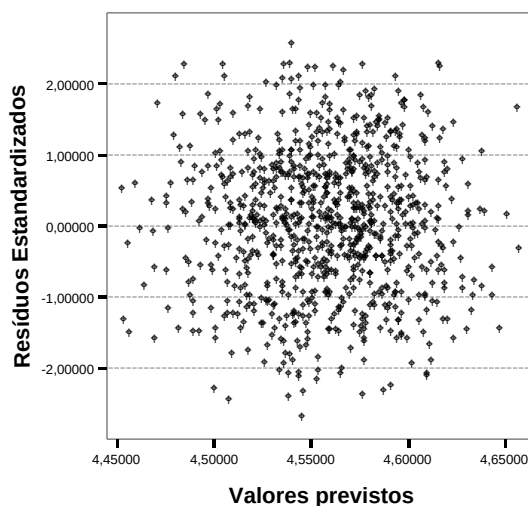


Figura 3.16 – Análise gráfica da homocedasticidade (modelo logarítmico – dados Troxler)

Os resíduos “estandardizados”, resíduos com média zero e desvio-padrão unitário, são obtidos através da divisão do resíduo de cada observação pela raiz quadrada de QME .

$$e'_j = \frac{e_j - 0}{\sqrt{QME}} \quad (3.10)$$

Tendo em conta eventuais correlações entre os erros, alguns autores consideram que a variância dos erros deve ser ponderada por uma medida de influência que a observação possui. Assim a variância deve ser obtida através da multiplicação de QME por h_{ij} , elemento diagonal da matriz $H = (X'X)^{-1}X'$ (matriz “chapéu”), originando os resíduos “estudentizados”:

$$r_j = \frac{e_j}{\sqrt{QME(1-h_{jj})}} \quad (3.11)$$

Os resíduos “estudentizados deleted” ao contrário dos “estudentizados” são calculados a partir do modelo ajustado e não das observações. A vantagem destes resíduos é serem demonstradamente independentes.

A análise da “covariância” é o pressuposto seguinte a verificar, condição $H5$ da regressão, a qual consiste na verificação da independência das variáveis aleatórias residuais. A não verificação desta condição pode conduzir a uma subestimação dos erros dos coeficientes da regressão. O procedimento utilizado é o teste de *Durbin-Watson*, no qual a estatística é calculada da seguinte forma:

$$d = \frac{\sum_{j=1}^{n-1} (e_{j+1} - e_j)^2}{\sum_{j=1}^n e_j^2} \approx 2(1 - r_{e_{j+1}; e_j}) \quad (3.12)$$

Em que:

e_j – erros do modelo de regressão

De uma forma empírica é considerado que para $d \approx 2 (\pm 0,2)$ não se rejeita a hipótese de covariância nula. A forma mais correcta é comparar o valor de d com os limites inferior e superior, função do número de observações e variáveis, presentes em tabelas específicas do teste de *Durbin-Watson* as quais podem ser encontradas em livros de estatística.

Os resíduos podem ser utilizados como identificadores de eventuais “outliers” ou observações aberrantes. Estes são observações extremas, não características apresentando resíduos significativamente superiores aos resíduos das restantes observações. Normalmente uma observação é identificada como aberrante, quando o resíduo “estandardizado” é superior a 3 em valor absoluto, o resíduo “estudentizado” é superior a 2 em valor absoluto ou o resíduo “estudentizado deleted” é superior a 2 em valor absoluto, sendo estes parâmetros obtidos a partir dos resíduos absolutos.

Além destes, podem ser utilizados ainda outros coeficientes para identificar casos influentes:

- “Leverage”: medida da qualidade de uma observação no ajuste feito, sendo considerada influente quando maior que $3p/n$;
- “Distância de Cook”: variação dos resíduos de todas as observações quando um caso é excluído do cálculo dos coeficientes da regressão, apresentando o limite de $4/(n-p-1)$;
- “DfBeta”: medida da influência que cada observação tem na estimação de cada um dos coeficientes de regressão, sendo considerado como limite $2/\sqrt{n}$;

- “DfFit”: medida de influência equivalente à distância de Cook, considerando-se como limite $2/\sqrt{p/n}$.

“Multicolienaridade”

A condição da inexistência de colinearidade entre as variáveis independentes é a última condição a verificar para a validação de uma regressão linear múltipla. Uma variável designa-se “colinear” quando pode ser escrita por uma combinação linear de outras variáveis. Idealmente todas as variáveis são ortogonais, correlação nula. No entanto, é comum existir sempre uma relação de maior ou menor grau. Desta forma, o diagnóstico de multicolinearidade deve ser entendido como a análise da distância das variáveis para uma caso de perfeita colinearidade ou de independência.

A existência de variáveis colineares conduz a coeficientes de regressão com elevadas variâncias, enquanto a qualidade geral do ajuste se mantém. A forma mais imediata de diagnosticar este fenómeno é analisar a matriz de correlações bivariadas entre as variáveis, sendo considerado caso de alerta para coeficientes superiores a 0,75. Este valor é apenas indicativo pois é comum haver colinearidade entre três ou mais variáveis, situação que não é possível verificar na matriz de correlações.

Um outro método de diagnóstico é o coeficiente *VIF* (factor de inflação da variância). A variância de cada um dos coeficientes de regressão associados às variáveis independentes é:

$$\text{Var}(\beta_i) = \sigma^2 \left(\frac{1}{1 - R_i^2} \right) \frac{1}{\sum_{j=1}^n (X_{ij} - \bar{X}_i)^2} \quad (3.13)$$

A fracção $1/(1-R_i^2)$ é designada de *VIF* e será tanto menor quanto a situação for mais próxima de um caso de independência perfeita. Considera-se normalmente que valores superiores a 5 são indicadores de colinearidade. O inverso deste coeficiente é designado de “tolerância”, a qual varia entre 0 e 1, sendo considerado que para valores inferiores a 0,1 existe colinearidade.

O terceiro processo utilizado para detectar colinearidade é a análise dos “valores próprios” da matriz das correlações das variáveis independentes. É indicado por vários autores que valores próximos de zero em alguma das dimensões da matriz é um sinal claro de existência de colinearidade entre variáveis.

Outros autores preferem o uso do “índice de condição”, que se obtém dos valores próprios. Sempre que se verificar um “índice de condição” superior a 30 e uma “tolerância” inferior a 0,1 existe multicolinearidade elevada.

Na Tabela 3.9 resumem-se todos os elementos utilizados na análise dos modelos de regressão desenvolvidos.

Propriedade	Elemento aferidor	Observações
Variância	Teste T	Avaliação da hipótese de pelo menos uma das variáveis independentes influenciar a variável dependente ($sig < 0,05$ ou $< 0,010$)
Coefficientes do modelo de regressão	Teste F	Avaliação da significância de cada coeficiente da regressão ser diferente de zero ($sig < 0,05$ ou $< 0,010$)
Qualidade do ajuste da regressão	R^2	Medida da proporção da variabilidade total explicada pelo modelo (bom ajuste $R^2 > 0,9$)
Influência relativa das variáveis	Coefficientes estandardizados beta	Análise da importância relativa dos coeficientes das variáveis
Resíduos	Teste Kolmogorov-Smirnov	Verificação da condição $H4$
	Análise gráfica	Verificação da condição $H4$
	Teste Durbin-Watson	Verificação da condição $H5$ [$d \approx 2 (\pm 0,2)$]
Observações Aberrantes (Outliers)	Resíduo estandardizado	Resíduo maior que 3 em valor absoluto
	Resíduo estudantizado	Resíduo maior que 2 em valor absoluto
	Resíduo estudantizado deleted	Resíduo maior que 2 em valor absoluto
	Leverage	Medida maior que $3p/n$
	Distância de Cook	Medida maior que $4/(n-p-1)$
	DfBeta	Medida maior que $2/\sqrt{n}$
	DfFit	Medida maior que $2/\sqrt{p/n}$
Multicolinearidade	Tolerância e índice de condição	Tolerância $< 0,1$ e Índice de condição > 30

Tabela 3.9 – Avaliação dos modelos de regressão

3.4.2 Variáveis seleccionadas

As variáveis escolhidas como potencialmente influenciadoras da variável dependente (Ge) foram:

- Material/camada a compactar;
- Cilindro;
- Temperatura da camada;
- Modo de compactação (S-S, S-V, S-O e V-O);
- Frequências dos modos “dinâmicos”;
- N° de passagens.

Durante as simulações efectuadas foram também introduzidas outras variáveis criadas a partir da manipulação matemática destas.

A amostra a estudar é composta por 918 casos, o que segundo as indicações de Hill relativamente ao tamanho da amostra, presentes em Pestana & Gageiro (2003), permite estudar até 30 variáveis.

Segundo os autores consultados, Maroco (2003) e Pestana & Gageiro (2003), as variáveis a estudar podem ser classificadas em 2 grupos de escala distintos: Qualitativas e Quantitativas. As Qualitativas representam variáveis cujos elementos são atributos ou qualidades e classes ou escalões, enquanto nas Quantitativas o uso de números é feito de modo que para igual diferença entre números corresponda igual diferença nas quantidades do atributo medido. Deste modo, as variáveis material, cilindro e modo de compactação podem

ser classificadas como Qualitativas Nominais e as restantes Quantitativas Rácio.

As regressões são modelos estatísticos com o objectivo de prever o comportamento de uma variável quantitativa em função de uma ou mais variáveis quantitativas. Assim foi necessário proceder a uma transformação das variáveis qualitativas de modo a poder incorporá-las na regressão.

A variável cilindro transformou-se em quantitativa substituindo o tipo de compactador pela massa por unidade de largura, característica que é normalmente utilizada para classificar o desempenho dos cilindros. Para a variável modos de compactação, uma das formas de as converter é atribuir o valor 1 à presença da variável e 0 à ausência. Desta forma foi necessário dividir a variável modo de compactação em 4 variáveis individuais, representando cada um modo de compactação distinto.

No ponto anterior foi indicado que uma das condições para a aplicação do modelo linear era a linearidade do fenómeno. Na Figura 3.17 são apresentados diagramas de dispersão, entre a variável dependente (Gc) e cada uma das variáveis independentes consideradas, e o grau de determinação para relações lineares e num caso adicionalmente para a relação logarítmica.

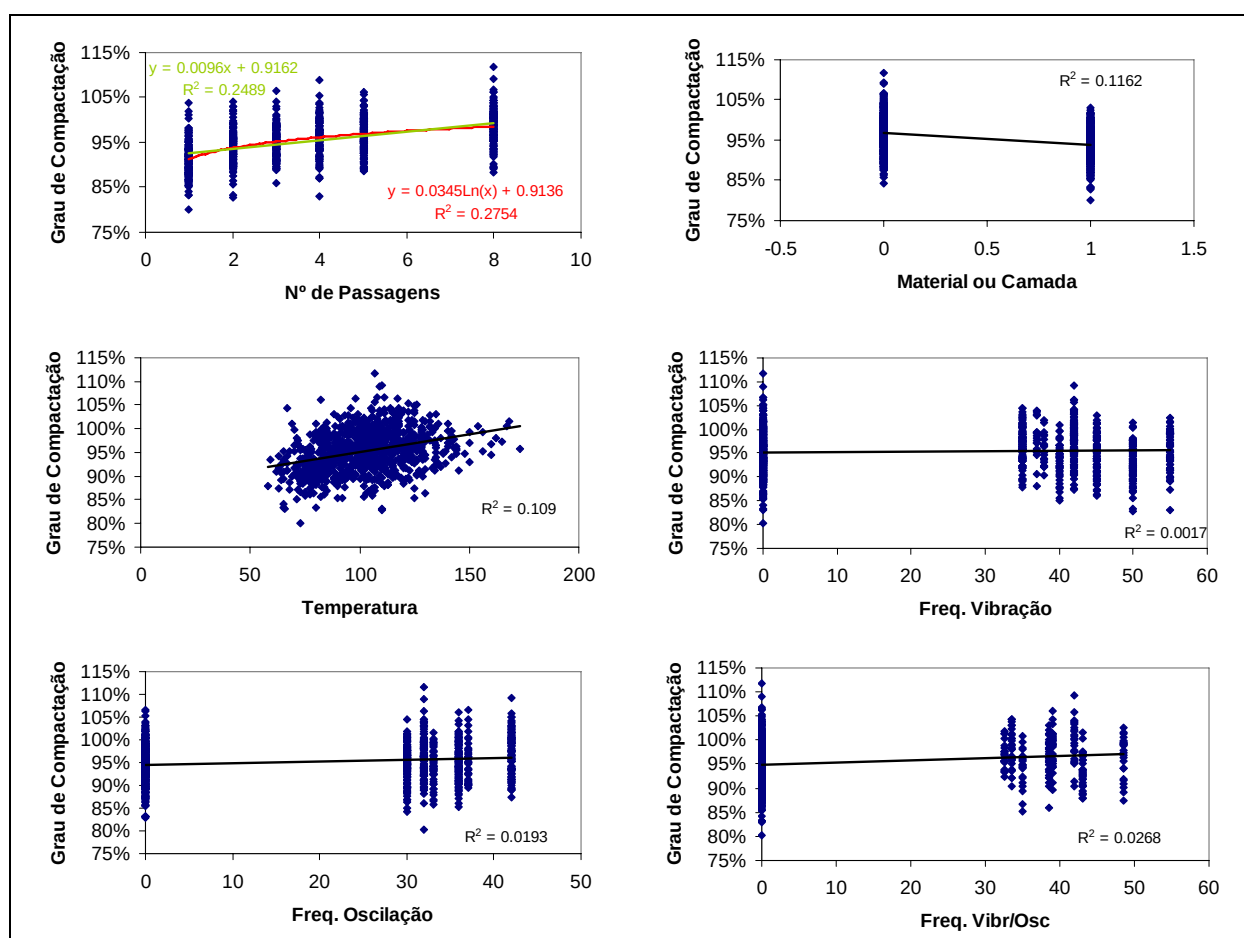


Figura 3.17 – Diagramas de dispersão entre a variável dependente (Gc) e as variáveis independentes

A relação mais forte entre o grau de compactação e cada uma das variáveis independentes separadamente é a relativa ao número de passagens, tal como esperado. No Capítulo 2 referiu-se que as expressões mais utilizadas para exprimir o grau de compactação em função do número de passagens ou “trabalho de compactação”, em termos genéricos, são a logarítmica e a exponencial. No diagrama de dispersão é apresentada também a relação logarítmica, a qual apresenta uma melhor correlação. Deste modo em todos os modelos de regressão desenvolvidos foi utilizada a variável “logaritmo neperiano do nº de passagens” em detrimento de “nº de passagens”. Esta operação designa-se por linearização da variável.

Dos diagramas expostos pode indicar-se que não é possível em nenhum dos diagramas concluir pela linearidade do fenómeno tal como o oposto, tendo deste modo sido estudadas outras relações tal como se descreve na secção seguinte.

3.4.3 Regressões desenvolvidas

Foram desenvolvidas regressões para os dados obtidos a partir das medições com o equipamento Troxler e com o equipamento PQI separadamente, sendo apresentado nos pontos seguintes as regressões com maior grau de determinação na situação com todas as observações e na situação sem as observações identificadas como aberrantes (*outliers*). Uma descrição mais completa das regressões pode ser consultada no Anexo E.

Tal como indicado anteriormente foram desenvolvidas regressões múltiplas lineares, exponenciais e polinomiais. As regressões exponenciais e polinomiais foram estudadas com as mesmas funções das regressões lineares e mantendo válidos todos os critérios de aplicação dos modelos de regressão lineares múltiplos referidos, com a criação e introdução de novas variáveis no modelo de forma a as linearizar. Para as regressões exponenciais, (3.15), as variáveis foram introduzidas no modelo como o logaritmo neperiano das variáveis, de acordo com a expressão (3.14), com a excepção das variáveis qualitativas.

$$\ln(Y) = B_0 + B_1 \cdot \ln(X_1) + B_2 \cdot \ln(X_2) + \dots + K_k \ln(X_k) + \varepsilon_i, i = 1, 2, \dots, n \quad (3.14)$$

$$Y = e^{(B_0 + B_1 \cdot \ln(X_1) + B_2 \ln(X_2) + \dots + K_k \cdot \ln(X_k) + \varepsilon_i)}, i = 1, 2, \dots, n \quad (3.15)$$

No caso das regressões polinomiais foram criadas novas variáveis a partir da elevação ao quadrado e ao cubo das variáveis originais (apenas as quantitativas).

Dados obtidos nas medições com o equipamento Troxler

Considerando todas as observações foi escolhida como mais representativa do fenómeno em estudo a regressão (3.16). A Tabela 3.10 apresenta os coeficientes “estandardizados beta”.

$$Gc = e^{3,191 - 0,033 \text{ Material} + 0,294 \ln(M/L) + 0,038 \ln(T) + 0,028 (4PE) + 0,0018 \ln(Fv) + 0,0027 \ln(Fo) + 0,0068 \ln(Fvo) + 0,035 \ln(N)} \quad (3.16)$$

$$R^2 = 0,654$$

Em que:

Gc – grau de compactação (%)

Material – base ou Desaste (0 ou 1)

M/L – massa total por unidade de comprimento (DV 70 – 52,5; DV 90 – 56)

T – diferença de Temperatura (Ti – 50 °C)

4PE – passagens Estáticas (Sim – 1; Não – 0)

Fo – frequência do modo oscilatório (Hz)

Fv – frequência do modo vibratório (Hz)

Fvo – frequência média do modo vibração-oscilação (Hz)

N – número de passagens

Nota: frequências (valor 1 em caso de frequência nula)

Material	Ln(M/L)	Ln(T)	4PE	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(Fvo)	Ln(N)
-0,361	0,206	0,345	0,260	0,069	0,101	0,230	0,500

Tabela 3.10 - Coeficientes “estandardizados beta”

Esta foi a regressão que atingiu o maior grau de determinação, considerando a verificação de todas as condições enumeradas anteriormente. As regressões lineares e polinomiais conseguiram qualidades de ajustamento inferiores e no caso das polinomiais as variáveis criadas a partir da elevação das variáveis base originaram sempre problemas de colinearidade.

Após aplicação das condições para identificação de observações aberrantes, foram detectadas 40 observações não-características sendo de seguida eliminadas dos dados. Com base no novo conjunto de dados foi calculada a regressão (3.17). A Tabela 3.11 apresenta os coeficientes “estandardizados beta”.

$$Gc = e^{3,282 - 0,032 \text{ Material} + 0,271 \text{ Ln(M/L)} + 0,039 \text{ Ln(T)} + 0,028 (4PE) + 0,0025 \text{ Ln(Fv)} + 0,0032 \text{ Ln(Fo)} + 0,0070 \text{ Ln(Fvo)} + 0,035 \text{ Ln(N)}} \quad (3.17)$$

$$R^2 = 0,723$$

Material	Ln(M/L)	Ln(T)	4PE	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(Fvo)	Ln(N)
-0,370	0,202	0,363	0,275	0,100	0,125	0,252	0,533

Tabela 3.11 – Coeficientes “estandardizados beta”

Dados obtidos nas medições com o equipamento PQI

Considerando todas as observações foi escolhida como mais representativa do fenómeno em estudo a regressão (3.18). A Tabela 3.12 apresenta os coeficientes “estandardizados beta”.

$$Gc = e^{4,204 - 0,078 \text{ Material} + 0,059 \text{ Ln(M/L)} + 0,026 \text{ Ln(T)} + 0,015 (4PE) + 0,0037 \text{ Ln(Fv)} + 0,0043 \text{ Ln(Fo)} + 0,0055 \text{ Ln(Fvo)} + 0,028 \text{ Ln(N)}} \quad (3.18)$$

$$R^2 = 0,876$$

Material	Ln(M/L)	Ln(T)	4PE	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(Fvo)	Ln(N)
-0,807	0,039	0,227	0,137	0,136	0,150	0,179	0,384

Tabela 3.12 – Coeficientes “estandardizados beta”

As regressões lineares e polinomiais conseguiram qualidades de ajustamento inferiores e no caso das polinomiais as variáveis criadas a partir da elevação das variáveis base originaram sempre problemas de

colinearidade. Após aplicação das condições para identificação de observações aberrantes, foram identificadas 46 observações não-características sendo de seguida eliminadas dos dados. Com base no novo conjunto de observações foi calculada a regressão (3.19). A Tabela 3.13 apresenta os coeficientes “estandardizados beta”.

$$Gc = e^{4,239 - 0,078 \text{ Material} + 0,050 \text{ Ln(M/L)} + 0,026 \text{ Ln(T)} + 0,016 (4PE) + 0,0033 \text{ Ln(Fv)} + 0,0041 \text{ Ln(Fo)} + 0,0054 \text{ Ln(Fvo)} + 0,028 \text{ Ln(N)}} \quad (3.19)$$

$$R^2 = 0,909$$

Material	Ln(M/L)	Ln(T)	4PE	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(Fvo)	Ln(N)
-0,822	0,035	0,227	0,146	0,124	0,146	0,177	0,389

Tabela 3.13 – Coeficientes “estandardizados beta”

3.4.4 Avaliação dos resultados

A conclusão mais imediata é que a regressão criada a partir das medições com o equipamento PQI se ajusta muito melhor aos dados do que a regressão criada para os resultados das medições com o Troxler, considerando as mesmas variáveis independentes. A diferença na variabilidade das medições e sensibilidade entre os equipamentos já tinha sido assinalada atrás.

A diferença na qualidade do ajuste das regressões “Troxler” e “PQI” está provavelmente relacionado com a diminuição do número de medições de baridade entre a camada de base e de desgaste e a precisão da medição com cada equipamento.

Perante os valores do coeficiente de determinação, no intervalo (0,5 – 0,9), a regressão baseada nas medições com o Troxler apenas pode ser utilizada para uma avaliação qualitativa da importância das variáveis no grau de compactação. No caso da regressão baseada nas medições com o PQI, dado a boa qualidade do ajuste, pode ser já considerada uma regressão com carácter preditivo.

Ao contrário do previsto inicialmente os modelos de regressão não incluem todas as variáveis consideradas. Os modos “dinâmicos” incorporaram-se inicialmente no modelo de regressão em duas variáveis distintas, uma indicando se o modo se encontrava activo ou não (valor 1 ou 0) e a outra indicando o valor da frequência do modo (valor zero quando inactivo). Nos modelos criados desta forma detectou-se multicolinearidade e os testes de significância aos coeficientes de regressão das variáveis envolvidas falharam (significância fora do intervalo de confiança). Deste modo, foram efectuadas regressões incorporando somente um dos tipos de variáveis, modos ou frequências, revelando uma qualidade de ajuste igual em ambos os casos e no caso de se incorporarem todas as variáveis. No entanto, nestes dois casos os coeficientes dos modelos de regressão revelaram-se sempre significativos. Este fenómeno acredita-se ter duas origens distintas, por um lado a importância das variáveis para a regressão não é estatisticamente significativa e por outro lado o grau de relação entre as variáveis é superior ao valor do R , condição

inaceitável para o modelo. Apesar da melhoria da qualidade do ajuste na regressão baseada nas observações com o PQI, esta situação mantém-se.

Para compreender se os coeficientes das variáveis frequências estariam a encobrir o efeito da frequência perante o efeito do uso do modo “dinâmico” foram efectuados modelos de regressão adicionais. Como hipótese, devido à importância da vibração relativamente ao caso estático (aumento da compactação) o aumento da frequência poderia ter o efeito contrário (decrecente) para o valor do grau de compactação, mantendo-se, no entanto um coeficiente de regressão positivo. Deste modo foram testadas regressões considerando somente as observações em que se usou um único modo “dinâmico”. Em quase todos os casos o teste aos coeficientes da regressão revelou significâncias fracas, impedindo a rejeição da hipótese dos coeficientes assumirem um valor nulo. Deste modo estatisticamente, os coeficientes relativos às frequências apresentam a contribuição da actuação do modo “dinâmico” respectivo e não da frequência.

No entanto, perante qualidade de ajuste iguais, nos modelos apresentados, optou-se por incluir as variáveis frequências em vez das variáveis modos.

Relativamente à influência das diversas variáveis na variável dependente (grau de compactação), com base na análise dos coeficientes standardizados Beta (Tabela 3.10, Tabela 3.11, Tabela 3.12 e Tabela 3.13) verificam-se diferenças significativas entre a “regressão PQI” e a “regressão Troxler”. Em ambas a camada a compactar, o número de passagens e a temperatura são as variáveis mais importantes. No entanto, apresentam importâncias relativas diferentes em cada caso. No caso da “regressão Troxler” o número de passagens é o factor mais importante seguido da camada a compactar e da temperatura, com importâncias semelhantes. No caso da “regressão PQI” a camada a compactar é o factor mais importante seguido do número de passagens e da temperatura, sendo a importância dos dois últimos muito menor. O cilindro apresenta uma importância residual na “regressão PQI” ao contrário da “regressão Troxler”. As 4 passagens estáticas adicionais no fim das passagens “dinâmicas” apresentam maior importância na “regressão Troxler” (aumento de 2,8% no grau de compactação). Finalmente quanto à diferença entre os modos de compactação, os modos “dinâmicos” apresentam um desempenho superior ao modo “estático” (todos os coeficientes dos modos “dinâmicos” são positivos). Em ambas as regressões a ordem decrescente de desempenho dos modos “dinâmicos” é: Vibração-Oscilação, Estático-Oscilação e Estático-Vibração. A diferença de desempenho entre os modos Estático-Oscilação e Estático-Vibração é semelhante e reduzida nas duas regressões. O modo Estático-Oscilação aumenta o grau de compactação em média 1,3% relativamente ao modo Estático-Estático. Já o benefício do modo Vibração-Oscilação relativamente aos outros 2 modos “dinâmicos” não é consensual nas duas regressões, pois na “regressão PQI” este modo apresenta uma melhoria de aproximadamente 50% enquanto na “regressão Troxler” este valor eleva-se para 150%.

De seguida apresentam-se alguns gráficos, construídos a partir das regressões desenvolvidas com as medições com os equipamentos Troxler e PQI, que procuram ilustrar algumas das conclusões descritas

acima.

Na Figura 3.18 ilustra-se a importância do tipo de cilindro (massa linear estática) e da temperatura da camada, na compactação da camada de base. Neste caso para a regressão Troxler, gráfico à esquerda, pode verificar-se que a mudança de cilindro compensa a variação da temperatura da camada. Já para a regressão PQI as diferenças entre os casos são menores tal como a mudança de cilindro para o grau de compactação. As duas regressões prevêem que 8 passagens são suficientes para atingir o grau de compactação mínimo ($G_{c_{min}}$) em todos os casos.

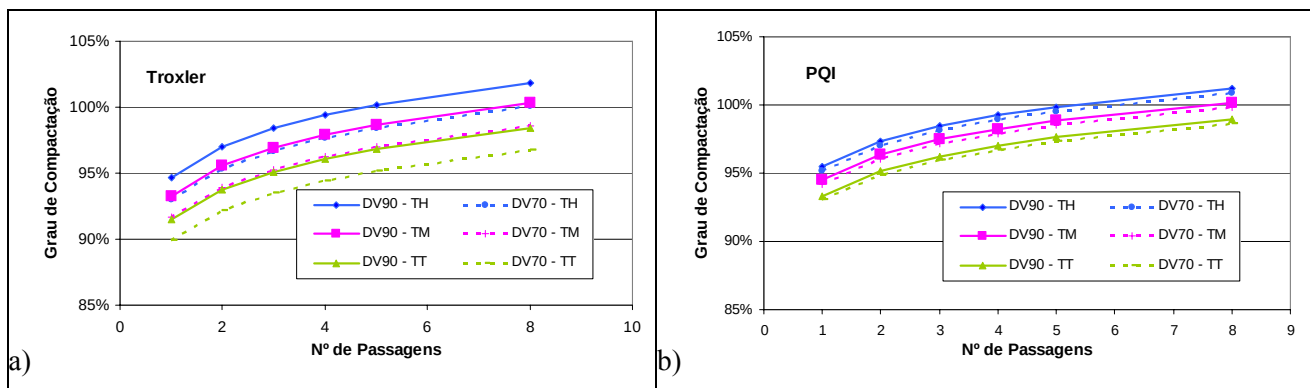


Figura 3.18 – Evolução da compactação, prevista pelas regressões Troxler (a) e PQI (b), com o número de passagens efectuadas, na camada de base, com os cilindros DV70 e DV90 (modo “estático”) e temperaturas variáveis

Na Figura 3.19 ilustra-se a importância do tipo de cilindro (massa linear estática) e do modo de compactação, na compactação da camada de base. A regressão Troxler indica que a mudança do modo de compactação S-V ou S-O para V-O equivale a mudar de cilindro (DV70 a DV90) enquanto a alteração do modo S-S para S-V ou S-O tem menor repercussão do que a mudança de cilindro. Na regressão PQI verifica-se ser maior a diferença entre o modo “estático” e os “dinâmicos” (S-V e S-O) do que entre os “dinâmicos” (S-V ou S-O a V-O). Três e cinco passagens são suficientes para atingir o $G_{c_{min}}$, respectivamente, nas regressões PQI e Troxler.

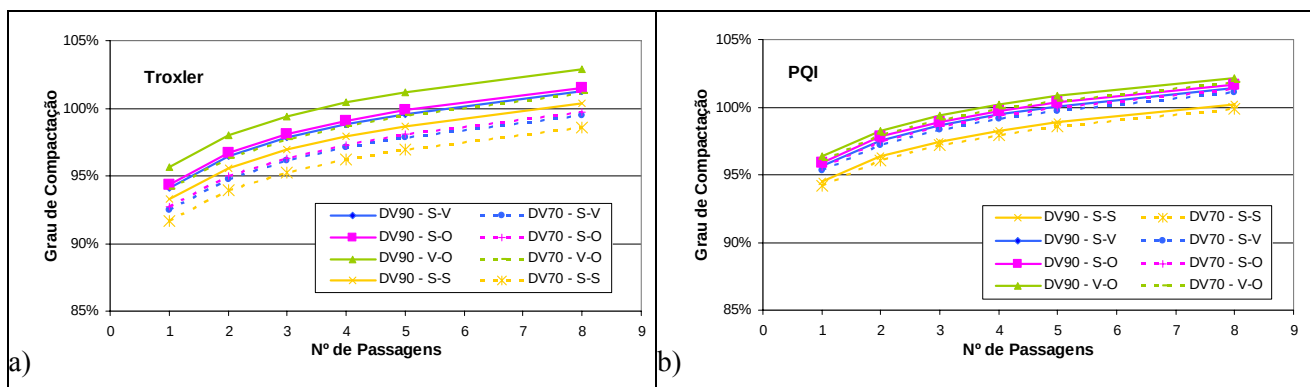


Figura 3.19 – Evolução da compactação, prevista pelas regressões Troxler (a) e PQI (b), com o número de passagens efectuadas, na camada de base e temperatura média, com os cilindros DV70 e DV90 em diferentes modos de compactação

Na Figura 3.20 ilustra-se a importância do tipo de cilindro (massa linear estática) e da temperatura da camada, na compactação da camada de desgaste. Neste caso, semelhante à Figura 3.18, a regressão Troxler indica que com a temperatura baixa não é possível atingir o $G_{c_{min}}$, apesar da mudança de cilindro. Para a regressão PQI nenhum dos casos apresenta possibilidade de atingir o $G_{c_{min}}$ nas 8 passagens máximas definidas.

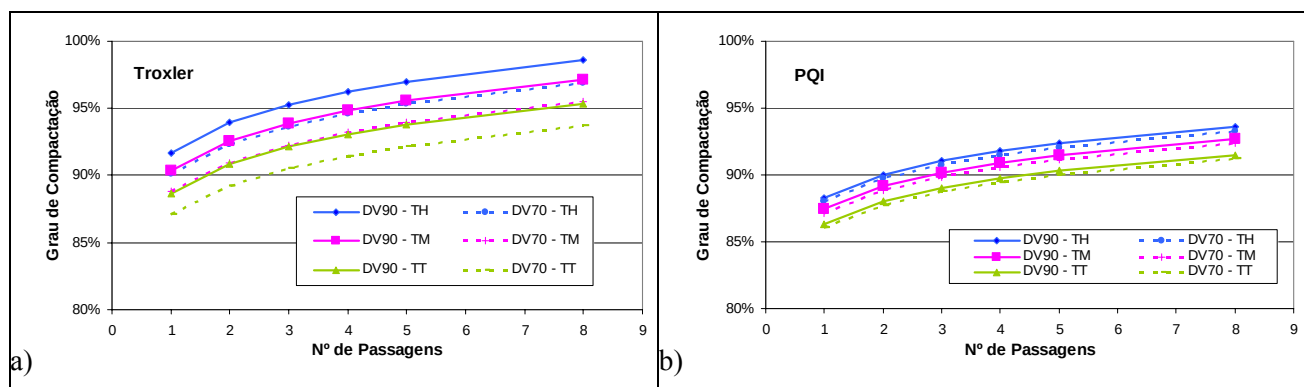


Figura 3.20 – Evolução da compactação, prevista pelas regressões Troxler (a) e PQI (b), com o número de passagens efectuadas, na camada de desgaste, com os cilindros DV70 e DV90 (modo “estático”) e temperaturas variáveis

Na Figura 3.21 ilustra-se a importância do tipo de cilindro (massa linear estática), do modo de compactação e das passagens estáticas em fase de acabamento, na compactação da camada de desgaste. Destaca-se a influência de 4 passagens (4PE), em modo “estático”, adicionais após as passagens “dinâmicas”. Os casos em que não se prevêem as passagens adicionais são representados nos gráficos por linhas tracejadas. Para a regressão Troxler as 4PE são equivalentes a mudar o modo de compactação de S-S para V-O. Com as passagens adicionais é possível atingir o $G_{c_{min}}$ em 8 passagens, mesmo com o modo “estático” nas passagens regulares. Já para a regressão PQI as 4PE são equivalentes à mudança de modo de compactação “estático” a “dinâmico”, pois a diferença entre modos “dinâmicos” é reduzida. Nenhum caso atinge o objectivo nas 8 passagens regulamentares, com ou sem passagens adicionais.

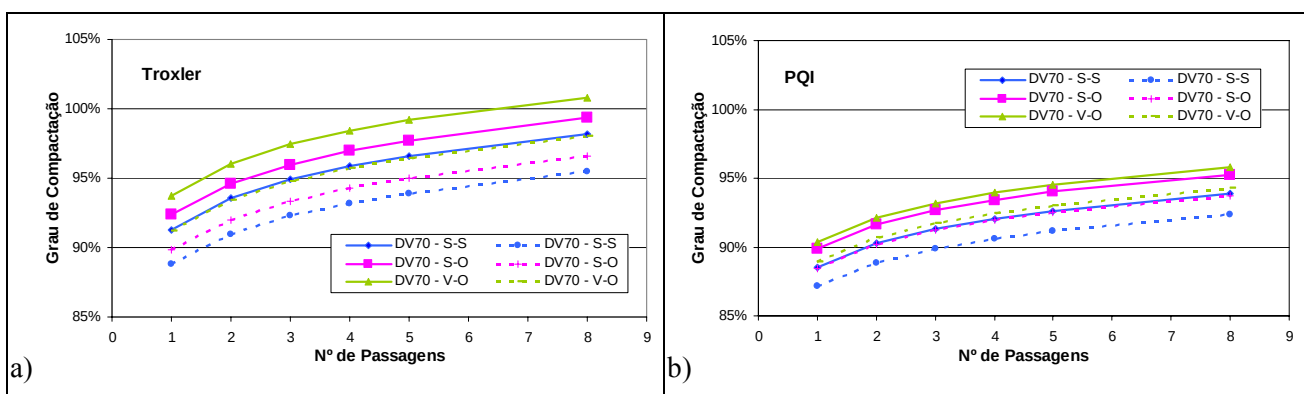


Figura 3.21 – Evolução da compactação, prevista pelas regressões Troxler (a) e PQI (b), com o número de passagens efectuadas, na camada de desgaste, com o cilindros DV70, temperatura média TM, com e sem aplicação de passagens estáticas no final

3.5 Síntese

A compactação de misturas betuminosas é um processo complexo. Com o objectivo de aferir a importância de alguns dos parâmetros influenciadores foram realizados ensaios de compactação à escala real, na área envolvente à fábrica da empresa HAMM AG situada em Tirschenreuth, Alemanha. Numa área superior a 7000 m², duas camadas betuminosas de um pavimento flexível, base e desgaste, foram pavimentadas e a compactação monitorizada com alteração programada das condições de execução. Para a camada de base foi utilizada uma mistura de granulometria contínua 0/32 mm e betume 50/70, enquanto para a camada de desgaste optou-se pela tradicional, na Alemanha, SMA 0/11S com betume modificado.

O cilindro, o modo de compactação, a temperatura da camada, o número de passagens, a frequência dos modos “dinâmicos” e as passagens “estáticas” no final da compactação foram os parâmetros alterados durante os ensaios. O grau de compactação foi medido por métodos não destrutivos *in-situ*, o gamadensímetro (Troxler) e o *Pavement Quality Indicator* (PQI).

Os resultados provam que a escolha da forma de execução é essencial para atingir o grau de compactação desejado, tendo-se verificado que mesmo com 8 passagens executadas existem muitos casos com compactação baixa na camada de desgaste. Pelo contrário na camada de base em média apenas são necessárias 4 passagens. A previsão do número de passagens necessárias para atingir o GC_{min} na camada de desgaste, a partir de FGSV (2004), é menos optimista que a realmente obtida.

Segundo o desvio padrão das medições, com o Troxler as diferentes condições de compactação não alteram significativamente a variação do grau de compactação em torno do valor médio da camada de base para a de desgaste, ou seja, ambas as camadas apresentam a mesma susceptibilidade às condições de compactação. Pelo contrário, as medições do PQI indicam que a camada de desgaste é mais susceptível que a camada de base, mas em ambos os casos menor que medida com o Troxler. Ao contrário do expectável a variação para número de passagens crescentes manteve-se quase sempre próxima, quando era previsto que fosse menor nas primeiras e nas últimas passagens.

Os equipamentos de medição *in-situ* mediram resultados diferentes, que não se pôde confirmar por falta de um método mais preciso. O PQI poderá ter sido influenciado pela humidade superficial durante a pavimentação da camada de base e pela textura superficial e espessura na camada de desgaste, enquanto o Troxler poderá ter sido influenciado pela espessura na medição da baridade da camada de desgaste. Em estudos futuros deverá ser aprofundado o conhecimento das condições de utilização dos dois tipos de equipamentos utilizados.

Dado o elevado número de variáveis presentes, estudaram-se estatisticamente, com modelos de regressão, a sua influência no grau de compactação. De acordo com o grau de determinação dos modelos desenvolvidos

verifica-se ser possível expressar o grau de compactação em função de variáveis conhecidas à partida e outras medidas facilmente durante o processo.

O tipo de camada a compactar, o número de passagens e a temperatura foram as variáveis que apresentaram uma maior importância para o valor do grau de compactação. Na regressão Troxler é o número de passagens o factor em destaque enquanto na regressão PQI é o tipo de camada. Os modos de compactação “dinâmicos” apresentam melhores resultados que o modo “estático”. Na situação em que apenas um rolo do cilindro actua em modo “dinâmico”, os modos vibração e oscilação apresentam resultados equiparáveis. Como esperado o cilindro actuando com os dois rolos em modo “dinâmico” (vibração e oscilação) é mais eficaz do que quando apenas um deles actua em modo “dinâmico”. No entanto, a diferença depende dos modelos de regressão considerados. A variação da frequência dos modos “dinâmicos” não influencia estatisticamente os resultados.

No estudo descrito, o tipo de camada é uma variável “fechada” pois engloba diversas variáveis importantes que não foram incluídas no estudo como sejam a espessura, a natureza dos agregados e respectiva granulometria e as características do betume. De futuro revela-se primordial aprofundar estas relações.

Os ensaios à escala real deste género apresentam como dificuldades principais os custos, a organização e a imprevisibilidade das condições atmosféricas. No entanto, apenas nestas condições se consegue o estudo/investigação com reprodução fiel da realidade da construção.

4 – COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS: MODELAÇÃO NUMÉRICA

4.1 Introdução

A aplicação da modelação numérica em engenharia cresceu exponencialmente durante as duas últimas décadas, em parte pela maior disponibilidade de computadores e por outro lado pelas enormes vantagens que apresentam. A modelação numérica permite reduzir custos e realizar maior número de análises em menor tempo comparativamente à realização de ensaios da forma tradicional, em laboratório ou à escala real em campo.

Os materiais são discretizados em malhas simples ou mais elaboradas, dependendo da complexidade do problema, podendo ser considerados diferentes arranjos, modelos de comportamento, acções, condições fronteira, tipos de análise mecânica (estática, dinâmica, etc.), de modo a simular o comportamento para uma determinada situação.

Os modelos podem ser distinguidos em 2 grupos, os de base contínua e os de base discreta. Enquanto que no primeiro grupo se pretende simular a resposta macroscópica dos materiais aplicando modelos constitutivos globais, no segundo grupo pretende-se obter a resposta macroscópica simulando a interacção dos diferentes elementos constituintes do material. Exemplificando a aplicação deste último grupo aos pavimentos rodoviários, os materiais granulares poderão ser separados de acordo com a dimensão das partículas enquanto que nas misturas betuminosas se poderá dividir entre as partículas de betume, as de agregado e mesmo permitir a existência de vazios (áreas ocas), em que cada elemento apresenta características diferentes.

No passado, para as misturas betuminosas os modelos de análise de base contínua, por aplicação do método de elementos finitos, foram úteis na determinação da distribuição tensão-extensão, considerando ou não anisotropia, no entanto não estão habilitados para o estudo dos mecanismos de deformação pois não têm em conta o deslocamento relativo das partículas de agregado (nível da resposta microestrutural), Abbas (2004).

Dentro dos modelos de base discreta ou métodos micromecânicos estão disponíveis: o Método de Elementos Finitos (MEF), o Método de Elementos de Treliça (MET) e o Método de Elementos Discretos (MED). Cada um dos métodos apresenta vantagens e limitações, dependendo a escolha do objectivo de aplicação. A complexidade da modelação, tempo de cálculo e aproximação à realidade variam grandemente nos vários métodos.

O método de elementos finitos tem tido como base de aplicação primordial as análises de base contínua. No entanto, nos últimos anos têm surgido algumas aplicações a materiais compósitos, nomeadamente misturas

betuminosas. Este método consiste em termos gerais na discretização do material num conjunto de pequenos elementos que formam uma malha e que se ligam entre si em vários pontos, denominados “nós”. Quando a discretização é muito refinada é possível distinguir num material compósito os vários elementos que o compõem, tornando o método adequado à sua utilização como método micromecânico. Quanto menor a dimensão dos elementos (malha fina) melhor será a representação das várias fases presentes no material. Como limitação principal é apontada a incapacidade de simular na sua forma original a alteração da geometria dos contactos entre as partículas durante o carregamento, sendo bastante complexas as formulações actuais que, com base em princípios de continuidade, introduzem descontinuidades.

O método de elementos de treliça deriva do método de elementos finitos, em que existe uma aproximação a um elemento contínuo com uma treliça, ligação que pode ser quebrada durante o carregamento formando uma descontinuidade. Segundo Silva (2005), este modelo apesar de desenvolvido há mais de 60 anos foi pouco utilizado até aos anos 80 devido a restrições de capacidade computacional. A modelação é menos complexa, diminuindo grandemente o tempo de cálculo para malhas muito refinadas. O mesmo autor defende que o principal campo de aplicação no caso de misturas betuminosas é o estudo da microfendilhamento.

Por último, o método de elementos discretos foi inicialmente desenvolvido por Cundall & Strack (1979), primeiro para estudar estruturas de blocos rochosos e sucessivamente adaptado para o estudo de problemas, os mais diversos possível. Com este método os materiais são discretizados num conjunto de pequenas partículas rígidas que interagem através de contactos deformáveis, permitindo que durante o carregamento se formem e rompam contactos sucessivamente. A sua utilização permite tratar problemas complexos com sucesso, daí o crescimento acentuado da sua aplicação no domínio da engenharia em todo o mundo.

O reduzido conhecimento científico do processo da compactação de misturas betuminosas, o custo e as dificuldades em o aprofundar com recurso a ensaios de campo, bem como a disponibilidade de uma ferramenta de modelação numérica justificou a sua inclusão no trabalho. A revisão apresentada das teorias explicativas do processo de compactação mostrou que existe ainda muito trabalho a desenvolver nesta área. Para todas as teorias apresentadas ainda não foi apresentada uma real comprovação científica dos pressupostos que defendem, permitindo iluminar o processo complexo que é a compactação de misturas betuminosas.

Anteriormente na secção 2.2, sobre as teorias da compactação, foram referidas algumas conclusões do trabalho de Huerne (2004), o qual estudou no âmbito do seu doutoramento a simulação da compactação de misturas betuminosas utilizando o método de elementos finitos como modelo de base contínua. Recorrendo à teoria dos estados críticos, teoria desenvolvida para materiais granulares que explica as deformação plásticas pela reorientação das partículas. Tanto na Teoria dos Estados Críticos (TEC) como na Teoria de Mohr-Coulomb (TMC) este pressuposto é válido. No entanto, as teorias têm posições contrárias

relativamente aos estados de tensão que originam compactação. Com os fundamentos da TEC adaptou o Estabilómetro Hveem, utilizado no método Hveem de formulação de misturas betuminosas, para determinar as características mecânicas de uma mistura betuminosa de acordo com a TEC para vários graus de compactação. Como o equipamento não permitia testar amostras a temperaturas elevadas, recorreu a um betume especialmente concebido, com viscosidade muito baixa a temperaturas apenas um pouco mais elevadas que a temperatura ambiente. Através da aplicação da teoria num *software* de método de elementos finitos que permite detectar e quebrar contactos entre a malha de elementos e as paredes (rolo compactador), simulou as tensões, extensões e padrões de deformação originados durante as várias passagens do compactador (Figura 4.1). Foi realizado um trecho de ensaio para determinar a variação de espessura da camada de misturas betuminosas em cada passagem do cilindro de rasto liso estático. Apesar dos resultados serem promissores e razoáveis, o autor não conseguiu a correspondência entre as deformações prescritas e as forças resultantes, podendo os resultados apenas servir para uma avaliação qualitativa.

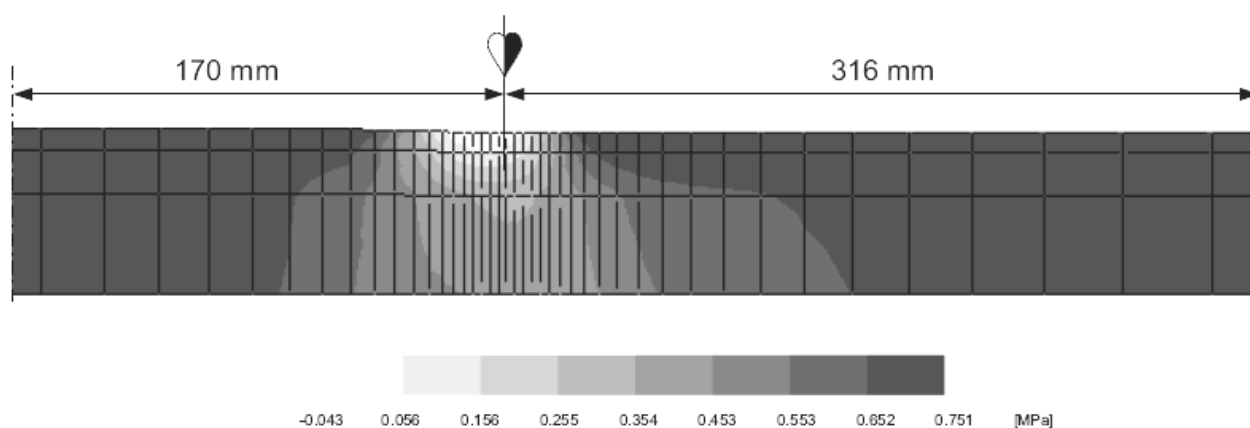


Figura 4.1 – Tensões normais isotrópicas na mistura betuminosa durante uma passagem do rolo de rasto liso estático – Huerne (2004)

Os factores a seguir apresentados conduziram a que o trabalho de modelação da compactação de misturas betuminosas fosse realizado com um modelo micromecânico.

- Grandes dificuldades e exequibilidade em obter as características dos materiais para a utilização num modelo de base contínua, Huerne (2004);
- A TEC e a TMC estão de acordo sobre o processo físico que origina compactação, a reorientação dos agregados;
- Os métodos de base discreta permitem estudar a interacção dos diferentes elementos que compõem um material compósito, incluindo a quebra e formação de novos contactos.

Como ponto de partida para a abordagem da compactação de misturas betuminosas por métodos micromecânicos, em 4.1.1 e 4.1.2 são detalhadas as aplicações de modelos micromecânicos em misturas betuminosas e em problemas de compactação independentemente dos materiais em estudo.

De seguida, na secção 4.2 descreve-se o método micromecânico seleccionado, MED, e na secção 4.3 as etapas necessárias ao processo de simulação. Na secção 4.4 são analisados os processos de geração da

assembleia, tendo-se criado um processo novo, a partir dos existentes, mais apropriado à modelação da compactação de misturas betuminosas. Para a análise seleccionou-se a mistura betão betuminoso 0/16 mm.

Na secção 4.5 são apresentados os resultados do método de compactação laboratorial seleccionado para a validação da modelação da compactação de misturas betuminosas com métodos micromecânicos. Na secção 4.6 são revistos alguns parâmetros intervenientes no modelo numérico, com especial atenção para os modelos de contacto entre as partículas, os quais são avaliados com base em simulações (secção 4.7). São também apresentadas metodologias de optimização dos resultados.

Finalmente, na secção 4.8, após os resultados conseguidos com a mistura betuminosa padrão, o processo é repetido com duas novas misturas com compactabilidades diferentes, a argamassa betuminosa 0/5 mm e o betão betuminoso drenante 0/8 mm.

4.1.1 Experiência de modelos numéricos micromecânicos em misturas betuminosas

De seguida vão ser apresentadas as aplicações mais relevantes de modelos numéricos micromecânicos em misturas betuminosas, numa sequência histórica, resumindo o objectivo de estudo, tipo de modelo numérico, bem como algumas conclusões.

Rothenburg *et al.* (1992), foram os primeiros investigadores a aplicar o MED a misturas betuminosas. Nestes modelos simularam a estrutura interna composta por agregados, partículas elásticas, envoltas numa matriz de mastic de propriedades viscoelásticas. Os autores tentaram relacionar as propriedades da estrutura interna das misturas betuminosas com as características de deformação e concluíram que a razão para a não linearidade do comportamento das misturas betuminosas se deve ao comportamento complexo da estrutura de agregados. As simulações indicaram que o atrito dos contactos têm uma elevada importância no comportamento da mistura quer à compressão estática quer ao corte. A Figura 4.2 representa a interacção entre os elementos (agregado e mastic) integrados no modelo.

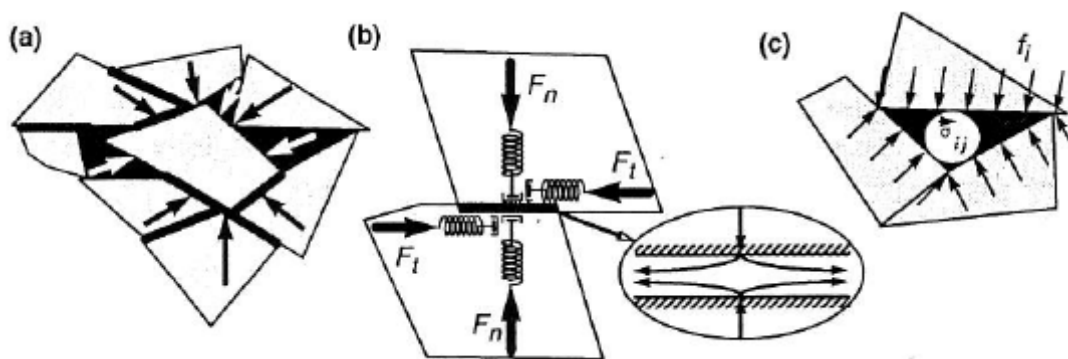


Figura 4.2 – Forças de contacto no agregado e betume. a) forças a actuar nas partículas b) modelos das forças na interacção agregado-agregado c) interacção agregado-betume – Rothenburg *et al.* (1992)

Sepehr *et al.* (1994) desenvolveram uma análise com o método de elementos finitos aplicado a um pavimento, em que a camada betuminosa foi representada por uma microestrutura idealizada. Numa análise a 2D, representada na Figura 4.3, o provete é formado por agregados dispersos numa matriz de mastique betuminoso. A porosidade foi incorporada no modelo através da redução da rigidez de alguns elementos. Verificaram que o aumento da porosidade aumentou a deflexão à superfície. Foram testados agregados com forma circular e poligonal, tendo o segundo caso melhorado o desempenho tal como era de prever.

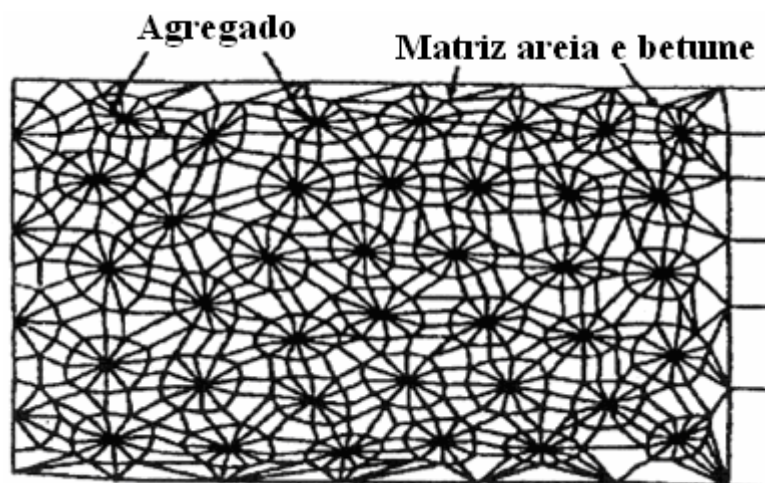


Figura 4.3 – Representação idealizada de uma camada de misturas betuminosas – Abbas (2004)

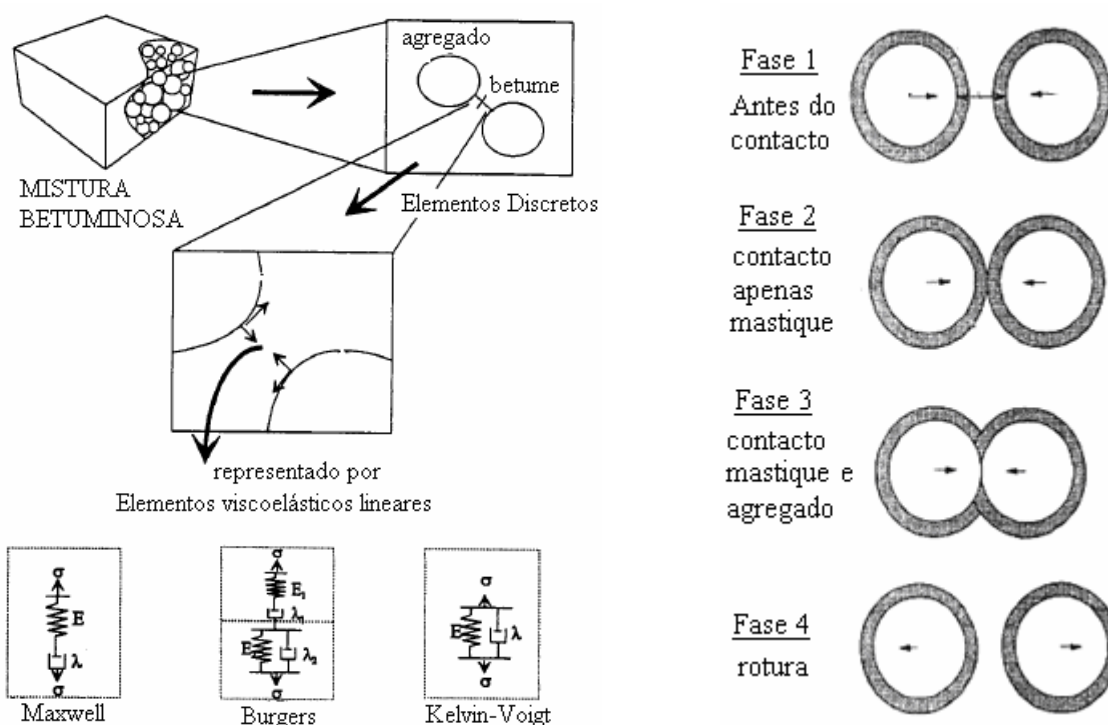


Figura 4.4 – Sistema micromecânico da mistura betuminosa (esquerda), Classificação dos contactos entre partículas (direita) – Chang & Meegoda (1997)

Uns anos mais tarde Chang & Meegoda (1997) apresentaram um modelo 3D baseado no MED, denominado ASBAL, criado a partir do TRUBAL que foi desenvolvido por P. Cundall. No ASBAL os provetes são compostos por partículas de agregado, esféricas, cuja camada exterior simula o mastique. O modelo de contacto das partículas, normal e tangencial, é seleccionado conforme a distância entre as superfícies,

elástico linear para agregado-agregado e viscoelástico (Burgers) para agregado-mastique-agregado. O modelo viscoelástico foi escolhido após comparação da capacidade dos modelos reológicos de Maxwell, Kelvin-Voigt e Burgers em traduzir o comportamento do betume. O modelo de rotura de Mohr-Coulomb é adoptado para permitir a rotação e separação das partículas. Foram efectuados testes com carga constante e cíclica nos provetes gerados, com resultados comparáveis aos ensaios laboratoriais. A interacção das partículas é representada na Figura 4.4, à esquerda o modelo idealizado e à direita o faseamento típico da interacção de duas partículas.

Bahia *et al.* (1999), desenvolveram uma análise com o método de elementos finitos em uma microestrutura idealizada de misturas betuminosas. O provete, Figura 4.5, é formado por partículas de agregado, circulares, dispersas numa matriz de betume. Tanto o agregado como o betume são considerados materiais elásticos lineares. O objectivo do estudo consistiu na análise da deformação e distribuição de extensões nas misturas betuminosas e a sua relação com o comportamento não linear que exibem. Concluíram que numa mistura betuminosa deverá existir um intervalo amplo de espessuras e magnitudes de extensões do filme de betume, pois observaram valores de extensão no mastique até 49% quando a extensão imposta ao provete era apenas 1%.

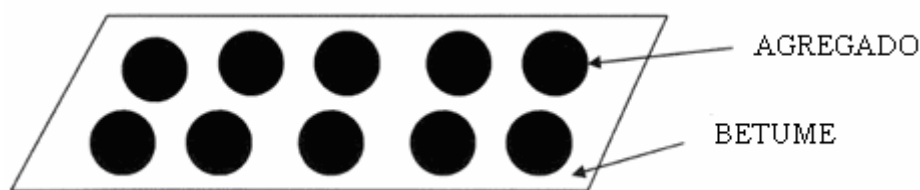


Figura 4.5 – Modelo de elementos finitos da mistura betuminosa idealizada – Bahia *et al.* (1999)

Buttlar & You (2001) estudaram a aplicabilidade do MED em misturas betuminosas de duas maneiras distintas. Primeiro através da comparação da resposta, no modelo numérico e no ensaio laboratorial, de um provete idealizado de mistura betuminosa, formado por 130 elementos de rocha natural, colados com mastique betuminoso numa estrutura hexagonal, submetido a um teste de tracção indirecta. Na Figura 4.6, apresentado à esquerda, pode ser visualizada a execução do ensaio laboratorial. A comparação dos resultados experimentais com os previstos permitiu validar o modelo proposto. A outra maneira, pioneira, relaciona-se com a forma da geração da estrutura do provete, a qual designaram de micro-geração (*microfabric approach*). Recorrendo a imagens fotográficas de elevada resolução, em que as várias fases (agregados e mastique) são criadas pela ligação de muitas partículas de pequena dimensão. Desta forma os autores pretenderam solucionar alguns dos problemas que eram apontados aos modelos baseados no MED, como por exemplo o estudo da propagação das fendas, inclusive nos agregados, e ainda melhorar a definição da microestrutura das misturas betuminosas. Os deslocamentos calculados foram 40% inferiores aos medidos nos ensaios laboratoriais, o qual é explicado pelos autores pela subavaliação dos contactos entre os agregados por ser um modelo 2D. Na Figura 4.6, à direita, pode ser visualizada a assembleia numérica após a simulação do ensaio laboratorial. Uns anos mais tarde, You (2003), You & Buttlar (2004), na continuação deste estudo indicaram que através da dilatação artificial dos agregados, com aumento do número de

contactos médio das partículas, era possível melhorar os resultados dos testes.

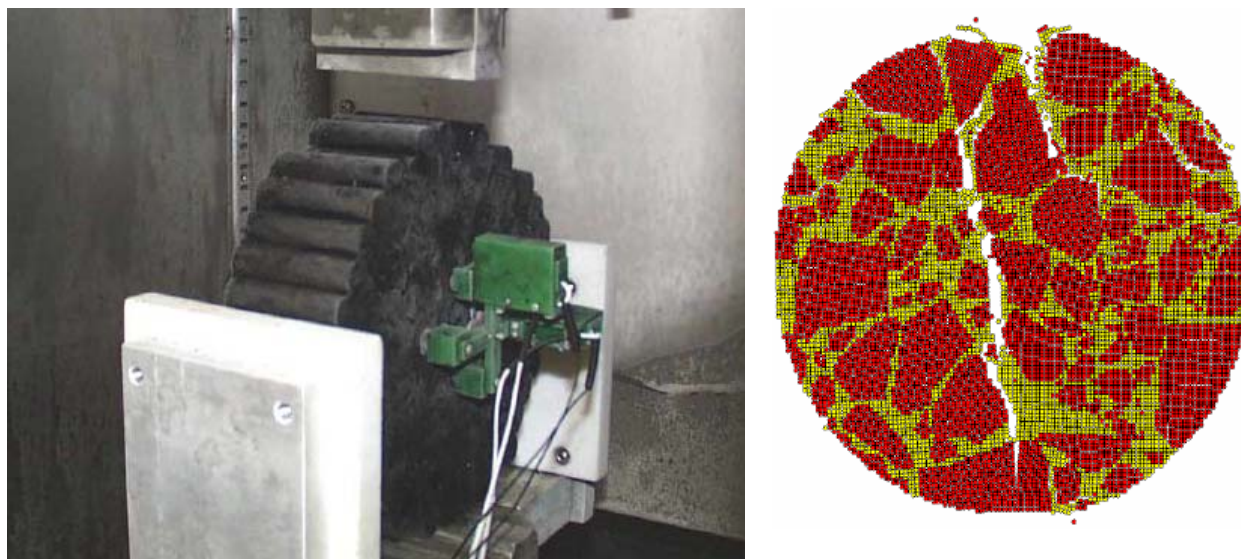


Figura 4.6 – Ensaio laboratorial ao provete sintético (esquerda), fendilhamento previsto do provete de mistura betuminosa num ensaio de tracção indirecta – Buttlar & You (2001)

Sadd *et al.* (2002) desenvolveram estudos de simulação de misturas betuminosas recorrendo a dois modelos micromecânicos diferentes. Os autores consideram que o comportamento não elástico das misturas betuminosas advém da complexidade da transferência de carga entre as partículas de agregado e por isso centraram nesse ponto o objectivo do estudo. Na primeira abordagem utilizaram uma rede de elementos de treliça para modelar a interacção local entre as partículas vizinhas (Figura 4.7c), agregados elípticos rígidos de formas e dimensões variáveis, utilizando uma matriz de rigidez especialmente desenvolvida para determinar a transferência de carga entre as partículas cimentadas. Os resultados da comparação com o ensaio de tracção indirecta em provetes idealizados, fabricados com partículas de alumínio e ligados por poliuretano, foram promissores. Os autores recorreram a imagens de vídeo e análise computacional para detectar os movimentos das partículas de agregado. O segundo modelo micromecânico consistiu na adopção de um modelo baseado no método de elementos finitos, utilizando elementos quadriláteros planos de 4 nós a simular o mastique e elementos rígidos de dois nós a simular os agregados (Figura 4.7d). As propriedades dos elementos simuladores do mastique foram especificadas através de leis constitutivas do comportamento mecânico seleccionadas após ensaios laboratoriais ao mastique. Os resultados da comparação com o ensaio de tracção indirecta indicaram uma boa capacidade de previsão.

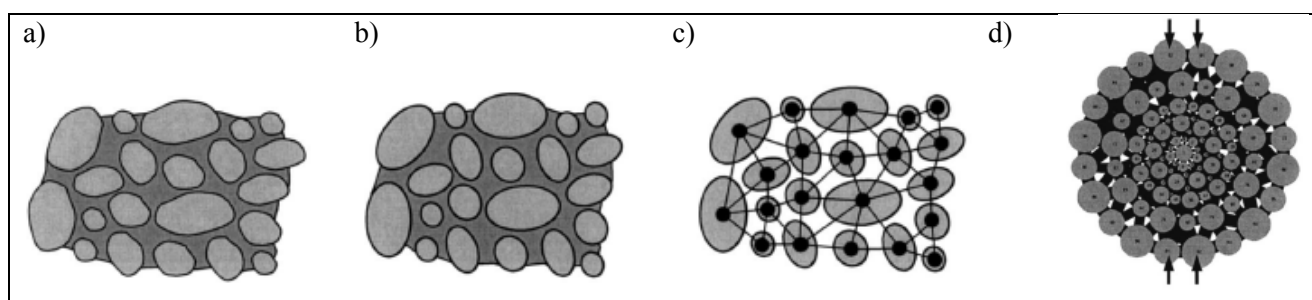


Figura 4.7 – Mistura betuminosa típica (a), modelo de mistura betuminosa (b), modelo de treliça (c), modelo de elementos finitos implementado no ABAQUS (d) – Sadd & Dai (2004)

Outros autores, Masad & Somadevan (2002), após vários estudos concluíram que o mastique desenvolve extensões muito variadas ao longo do provete e muito superiores em média às extensões macroscópicas do provete. Esta conclusão vem confirmar a análise de Bahia e colaboradores. Deste modo recorrendo a técnicas de análise de imagem, fabricaram provetes numéricos e estudaram com FEM a influência da distribuição das extensões do mastique no comportamento global do provete. Os níveis e distribuição das extensões do mastique no provete são comparáveis a outros estudos. Ao longo da simulação existe um algoritmo que modifica as propriedades do mastique em função das extensões. O módulo de rigidez na simulação é comparado com o determinado em ensaio de corte cíclico. Os resultados são comparáveis apenas quando se compara entre os níveis extremos de extensão no ensaio.

Abbas (2004) estudou o comportamento de mastique betuminoso e misturas betuminosas comparando ensaios laboratoriais e a sua reprodução numérica com um modelo 2D baseado no MED. Com base em ensaios experimentais a vários betumes e mastiques (apenas betume e filler) em diferentes condições de temperatura e carga determinou os parâmetros do modelo de Burgers para cada tipo. Analisou o aumento da rigidez do mastique em relação ao rácio filler/betume. Estudou também o comportamento das misturas betuminosas a baixas e altas temperaturas, tendo na simulação a altas temperaturas utilizado provetes reproduzidos de imagens fotográficas de alta resolução. A assembleia reproduzida por este processo é representada na Figura 4.8 à esquerda, enquanto à direita se comparam os valores obtidos em laboratório e numericamente, considerando no modelo numérico as propriedades medidas para os vários betumes.

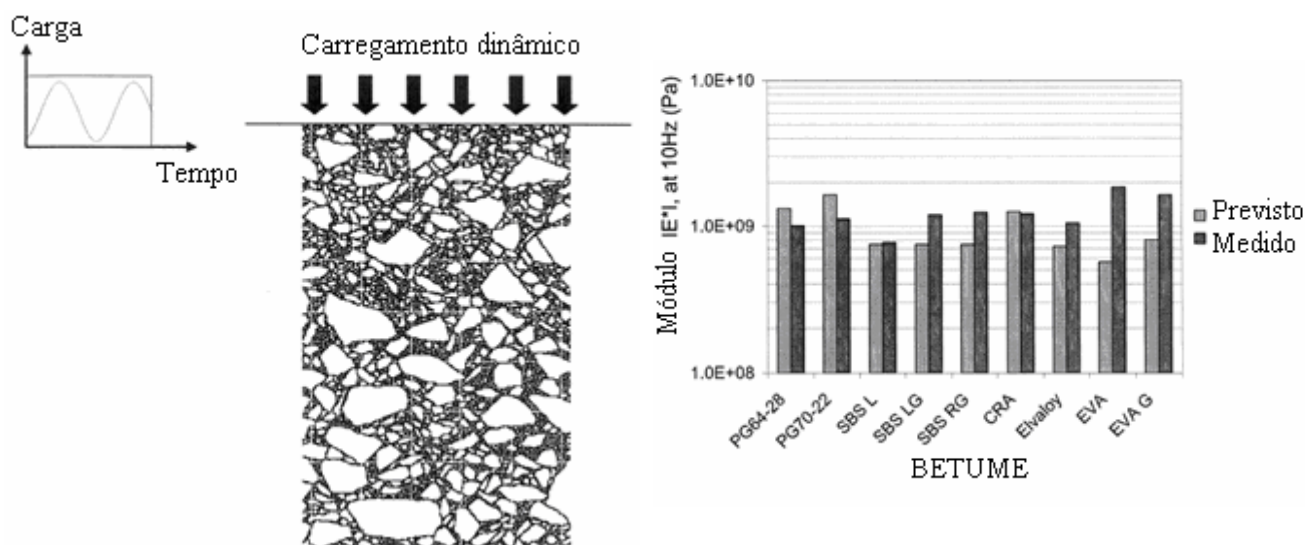


Figura 4.8 – Modelo de elementos discretos da mistura betuminosa sujeita a uma carga dinâmica (esquerda), comparação dos resultados previstos e medidos para misturas betuminosas com diferentes betumes (direita) – Abbas (2004)

Silva (2005) no âmbito de um estudo sobre a caracterização do mastique betuminoso e da ligação agregado-mastique, desenvolveu simulações com elementos de treliça de ensaios efectuados sobre o mastique e sobre as misturas betuminosas, utilizando as propriedades já calibradas para o caso anterior. Os resultados foram satisfatórios no ensaio de tracção do mastique e nos das misturas betuminosas. Segundo o autor esta metodologia é a mais indicada para o estudo do fendilhamento e apresenta no futuro

potencialidades para a previsão do comportamento das misturas betuminosas. Na Figura 4.9 são apresentadas a variação da deformação, o padrão de fendilhamento na assembleia, ambos previstos, e o provete laboratorial ensaiado, em que se pode identificar semelhanças claras entre eles.

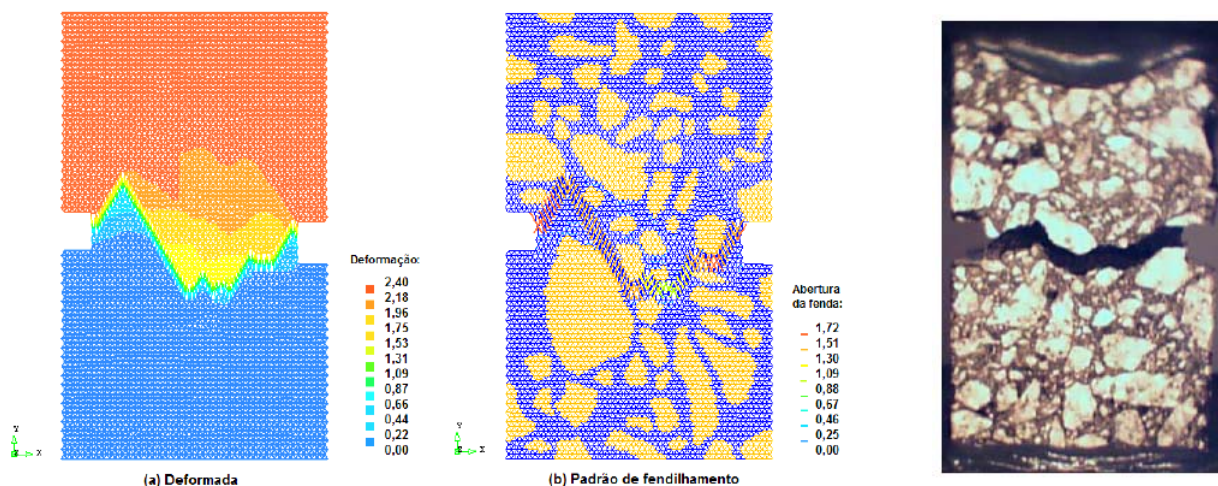


Figura 4.9 – Deformada e padrão de fendilhamento previstos e provete testado no ensaio de tracção directa – Silva (2005)

Y. Lee em colaboração com outros investigadores, Collop *et al.* (2004), Collop *et al.* (2006), Lee (2006), desenvolveu um modelo 3D de misturas betuminosas com o MED. Foram comparados os resultados de ensaios uniaxiais e triaxiais com as simulações numéricas, efectuadas sobre uma mistura altamente idealizada, partículas esféricas de um único tamanho simulando o conjunto agregado mais mastique. O trabalho incidiu particularmente no estudo dos vários parâmetros presentes numa simulação com recurso ao MED com influência nas propriedades mecânicas da mistura betuminosa. Foi desenvolvido um novo modelo de contacto a partir dos modelos de Burgers e elástico linear. A assembleia tridimensional do provete cilíndrico é apresentada na Figura 4.10. As linhas vermelhas representam as forças de contacto entre as partículas, mais precisamente forças de tracção.

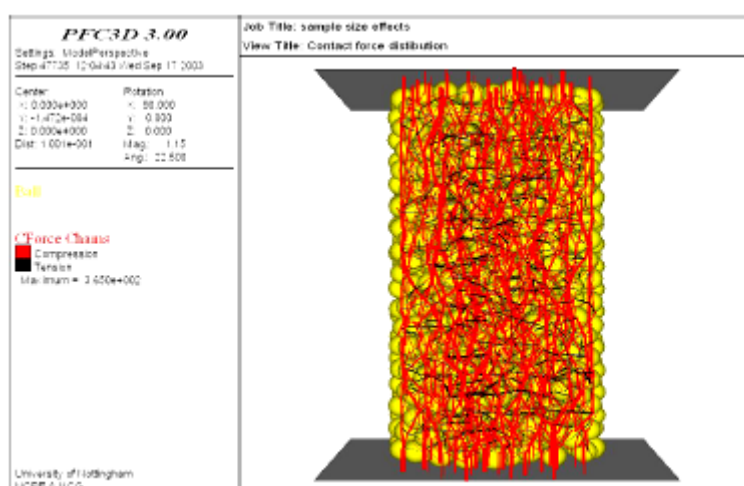


Figura 4.10 – Distribuição das forças de contacto num provete com 4500 partículas – Lee (2006)

Após esta breve revisão bibliográfica sobre a aplicação de métodos micromecânicos a misturas betuminosas pode concluir-se que na maioria dos estudos foi utilizado o método de elementos discretos em análises 2D,

com recurso à reconstrução do provete por análise de imagens fotográficas. Todos os estudos incidiram na análise sobre a modelação do comportamento mecânico das misturas betuminosas, por comparação com diversos ensaios laboratoriais. Todos assinalam a importância da ligação agregado-mastique no comportamento mecânico e as virtudes que os métodos micromecânicos têm para uma futura utilização na previsão do comportamento sem recorrer aos actuais ensaios laboratoriais demorados e dispendiosos. Estas análises podem ser classificadas como análises quase estáticas, em oposição ao estudo apresentado neste trabalho, o qual representa uma análise dinâmica. Numa análise estática a solução de equilíbrio, com acelerações nulas, é o objectivo da simulação, enquanto numa análise dinâmica a trajectória de acelerações, tensões, entre outros parâmetros, são objecto de análise.

4.1.2 Experiência de modelos numéricos micromecânicos em compactação de materiais

De seguida são apresentadas as aplicações mais relevantes de modelos numéricos micromecânicos em compactação de materiais, independentemente do material, numa sequência histórica, resumindo o objectivo de estudo, tipo de modelo numérico, bem como algumas conclusões interessantes para o trabalho desenvolvido.

A totalidade dos artigos descritos têm como objecto de estudo os pós metálicos ou outros materiais metálicos que são utilizados nas indústrias fabricantes de componentes para diversas aplicações como por exemplo a indústria automóvel. No entanto, os autores referem inúmeras vezes que o processo de compactação utilizado é similar no fabrico de produtos para a indústria farmacêutica ou cerâmica.

Ao contrário do que acontece com a compactação de materiais granulares e misturas betuminosas, a compactação de pós metálicos tem sido alvo de muitos estudos, principalmente teóricos, desde os anos 70. O primeiro artigo analisado que trata a modelação do processo da compactação data do ano 2000, Ransing *et al.* (2000). Neste artigo, sobre o processo de compactação durante o fabrico de peças metálicas, o trabalho divide-se entre o método tradicional de modelação, FEM, e um novo método ainda pouco aplicado até à data, MED com partículas deformáveis. Este novo método, a duas dimensões, apresentado por A. Munjiza, D. Owen e N. Bicanic em 1995, citado no artigo, combina a capacidade de modelar a interacção dinâmica das partículas com a deformabilidade das mesmas através da incorporação do método de elementos finitos no seu interior. Os autores consideram que a seguir a uma primeira fase de reorganização existe deformação dos elementos de forma a ocupar os espaços vazios. Tal como outros autores, estes encontram no MED a potencialidade para modelar um processo a partir das características das matérias-primas em vez de prosseguir com os dispendiosos ensaios laboratoriais sobre as peças finais, necessárias para o processo de modelação de base contínua. Da investigação efectuada, apenas algumas simulações e com poucas partículas, os autores indicam que os resultados são compatíveis com os previstos pelo modelo de Gurson. No entanto, concluem que além de necessitar de mais investigação não acreditam que possa ser usado para uma utilização futura na modelação de componentes de engenharia devido à enorme exigência

computacional. A Figura 4.11 apresenta em pormenor o contacto de duas partículas e a assembleia final deformada, no qual se identificam claramente as partículas rígidas e as partículas deformáveis.

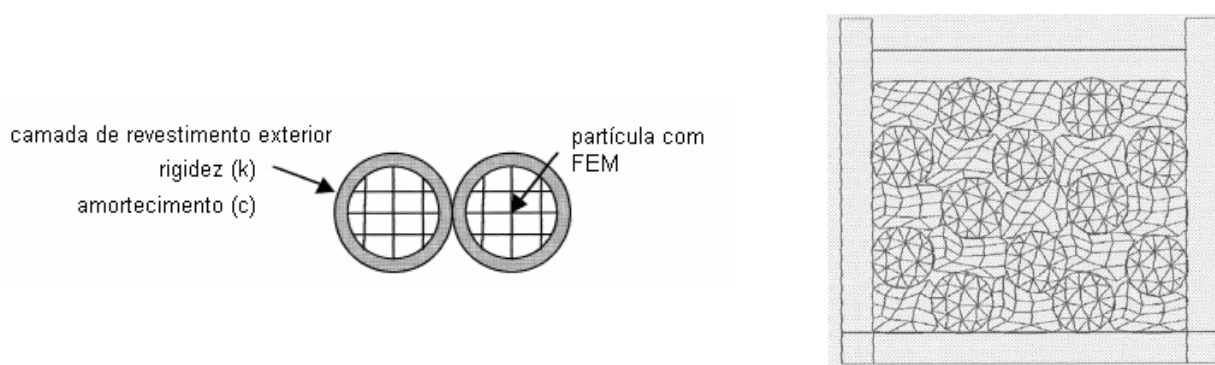


Figura 4.11 – Modelo esquemático da interação entre 2 partículas no método MED com partículas deformáveis (esquerda), simulação efectuada com um conjunto de partículas deformáveis e partículas rígidas (direita) – Ransing *et al.* (2000)

Em 2001, Redanz & Fleck (2001), são apresentados os resultados da simulação da compactação isotrópica e uniaxial de provetes formados por cilindros metálicos pelo método da deposição balística. Este método consiste em gerar partículas aleatoriamente e deixá-las atingir o equilíbrio pela acção da gravidade. Até então eram considerados provetes de estrutura idealizada (ex.: hexagonal, cúbica). Foi considerado o modelo de contacto plástico. O estudo focou principalmente o efeito do atrito, a variação dos raios das partículas geradas e a forma de carregamento nas tensões macroscópicas, no rearranjo das partículas e na superfície de cedência. O atrito diminui a possibilidade de rearranjo e o provete quando solicitado apresenta menor ductilidade.

Em 2003, os mesmos autores do primeiro artigo em conjunto com outros dois investigadores, Gethin *et al.* (2003), publicaram a continuação da investigação desenvolvida. Neste estudo resumem a influência da dimensão da rede de elementos finitos gerada, associação de partículas rígidas com rotura frágil e partículas com rotura dúctil (deformáveis) nas tensões macroscópicas do provete. Realçam a importância que a mistura de partículas deformáveis e rígidas tem em alguns processos da engenharia metalúrgica e farmacêutica, ao evitar a rotura de algumas partículas e existir uma compactação mais consistente. Na Figura 4.12 é comparada a evolução da força *versus* deslocamento na simulação de um ensaio de compressão uniaxial em assembleias com diferentes quantidades de partículas frágeis e dúcteis, do qual se pode concluir que com inclusão de 30% de partículas dúcteis já não existem roturas de partículas (quebras súbitas da força) durante o ensaio. Esta mesma associação existe nas misturas betuminosas entre os agregados rígidos com rotura frágil e o mastique deformável. A simulação de um ensaio triaxial para vários estágios de compactação revelou bons resultados apesar de algumas limitações do modelo.

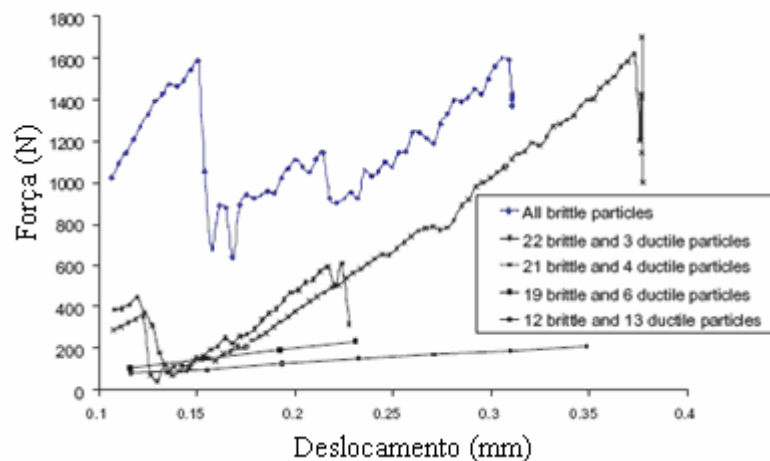


Figura 4.12 – Compressão uniaxial de misturas com diferente número de partículas deformáveis e partículas rígidas – Gethin *et al.* (2003)

Em 2004, Skrinjar & Larsson (2004), é publicado mais um artigo com os resultados da avaliação do MED a 3D na modelação da compactação de pós metálicos a frio. Este processo termina para graus de compactação ainda relativamente baixos, 0,80 a 0,90. O trabalho incidiu sobre a verificação de dois pressupostos considerados correntemente em modelos analíticos sobre a compactação de pós metálicos: a evolução do número de contactos médios e a deformação pré-definida (o movimento de cada partícula durante a deformação é prescrito pela deformação macroscópica imposta). A avaliação destes parâmetros é fundamental nos estudos de qualquer processo de compactação. Foi considerado um modelo de contacto plástico com endurecimento e sem atrito. A partir de uma assembleia com arranjo cúbico e hexagonal, testaram-se dois tipos de carregamento. Neste caso foram consideradas análises quase estáticas, as quais se afastam da realidade como os próprios autores referem. Os resultados finais concordaram com os teóricos, mas revelaram como esperado movimentos de arranjo das partículas que não se podem ignorar, principalmente no início da compactação.

Os estudos apresentados referem-se a materiais muito diferentes das misturas betuminosas, além de que o assunto da compactação destes materiais tem sido muito mais estudado. Foi possível aos autores referidos estudar e comparar as tensões nos provetes durante a compactação com informação existente na bibliografia, dados experimentais ou métodos analíticos de cálculo. No entanto, a compactação de misturas betuminosas, de pós metálicos ou de produtos farmacêuticos apresentam em comum o mais importante: o objectivo é aumentar os contactos entre as partículas diminuindo a porosidade e incrementando as características mecânicas. Deste modo se o MED é adequado ao estudo da compactação dos materiais referidos pode esperar-se que também o seja para as misturas betuminosas. Nos estudos em que o MED foi aplicado a misturas betuminosas, estas apresentavam características muito diferentes das que possuem quando são sujeitas ao processo de compactação, o que dificulta também o processo.

Em seguida é revisto o MED e apresentado o *software*, PFC2D – *Particle Flow Code in 2 Dimensions*, com os quais se procedeu no presente trabalho ao estudo da compactação de misturas betuminosas.

4.2 Método de elementos discretos (MED)

4.2.1 Introdução

O Método de Elementos Discretos é uma ferramenta numérica, que resolve problemas de engenharia modelando o sistema com corpos ou partículas discretas, rígidas ou deformáveis, que interagem entre si, sujeitas a movimentos e deformações.

As misturas betuminosas exibem um comportamento discreto em que as posições relativas do agregado variam durante a deformação, Chang & Meegoda (1997). Deste modo compreende-se a aptidão do método ao estudo pretendido.

Este método foi apresentado pela primeira vez num artigo de Cundall, “*A computer model for simulating progressive, large-scale movement in blocky rock system*”, *Proc. Symp. Int. Soc. Rock Mech.*, em 1971. Em Cundall & Strack (1979) apresentam o desenvolvimento do método aplicado a solos. Anos mais tarde, 1989, numa das primeiras conferências sobre métodos de elementos discretos define que para ser considerado um método de elementos discretos, MED, o algoritmo tem de permitir deslocamentos e rotações finitas dos elementos, incluindo a separação dos mesmos, conseguindo detectar a formação de novos contactos durante o cálculo. Tal como indicado em Azevedo, N. M. (2003), o MED baseia-se em 2 princípios fundamentais:

- Lei da força-deslocamento: o conjunto de forças actuando em cada corpo ou partícula relaciona-se com o deslocamento relativo do corpo ou partícula em relação aos seus vizinhos.
- Lei do movimento: conhecidas as forças actuantes, é aplicada a 2ª lei de Newton para determinar a nova posição do corpo ou partícula.

O ciclo geral de cálculo, baseado num esquema de equilíbrio local explícito, em que o movimento de cada partícula é definido com a soma das forças nos contactos, é apresentado na figura seguinte.

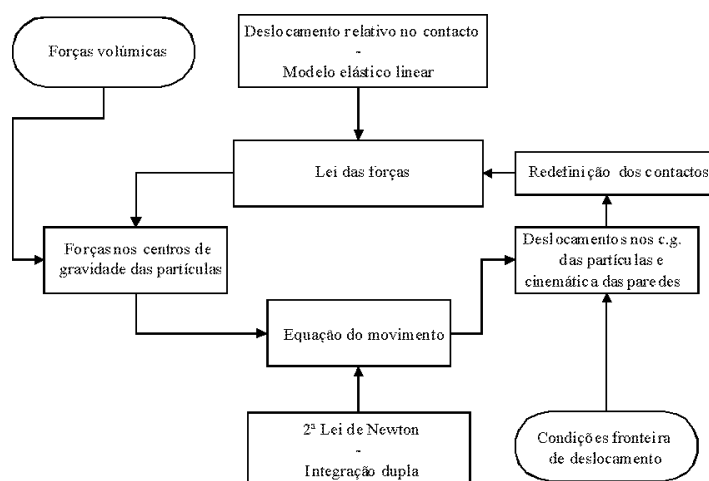


Figura 4.13 – Ciclo genérico de cálculo – Azevedo, N. M. (2003)

A eficiência do método de elementos discretos depende quase inteiramente da capacidade do reconhecimento automático das interações das partículas e a sua determinação em conjunto com equilíbrio dinâmico, o qual é uma tarefa bastante exigente em termos computacionais, Ransing *et al.* (2000).

Em Itasca.Consulting.Group (2004) é descrito que o comportamento dinâmico é representado numericamente por um algoritmo com tempo de ciclo explícito, usando um esquema de diferenças centrais para integração de acelerações e velocidades. O MED é aplicado considerando que o intervalo de tempo de ciclo escolhido é tão pequeno, que durante o ciclo, as perturbações não se propagam a mais do que as partículas vizinhas. Desta forma, em cada instante, as forças que actuam sobre uma partícula são determinadas exclusivamente pela sua interação com as partículas em contacto. A utilização de um esquema numérico explícito em vez de um implícito permite simular interações não lineares com um maior número de partículas sem uma tão elevada necessidade computacional.

Dois factores foram cruciais para a mudança da aplicação geral do método de elementos finitos para uma crescente utilização do método de elementos discretos: a dificuldade em determinar leis de comportamento gerais com base em testes laboratoriais e de campo; o aumento espectacular da capacidade computacional dos computadores correntes, possibilitando uma modelação total do problema com partículas, Itasca.Consulting.Group (2004).

Até ao fim do século XX o MED tem sido utilizado maioritariamente na mecânica de rochas e solos, o que se compreende uma vez que os responsáveis por este método tinham a geotecnia como área de investigação primordial.

Ainda nos finais dos anos 70 surgiu o primeiro *software* dedicado ao MED, o BALL. Este programa foi desenvolvido por Cundall e Strack para modelar assembleias granulares, a duas dimensões, compostas por partículas que se deslocam independentemente umas das outras e interagem unicamente nos pontos de contacto. Este primeiro modelo foi validado através da comparação dos gráficos dos vectores das forças obtidos e medidos numa análise fotoelástica.

Uma década mais tarde, Cundall apresentou a extensão do BALL ao estudo de problemas tridimensionais com o programa informático TRUBAL, o qual permitia gerar assembleias aleatórias de partículas esféricas. A comparação com testes biaxiais foi realizada com sucesso, no entanto não houve correspondência da extensão volumétrica em testes de extensão triaxial, justificada por Cundall pelas condições de geração inicial da assembleia.

Até hoje têm existido inúmeros desenvolvimentos dos *softwares* dedicados à criação de modelos com MED, através da incorporação de mais funcionalidades tais como:

- Existência de material cimentício entre partículas que permite a transmissão de momentos e forças,

incluindo de tracção;

- Modelação da fractura de elementos rígidos contínuos através da aglomeração de um conjunto de partículas;
- Capacidade de estudar a propagação de ondas em meios considerados contínuos;
- Utilização de partículas deformáveis através da incorporação do método de elementos finitos dentro das partículas;
- Diferentes modelos constitutivos do comportamento nos contactos.

Mais informações sobre os desenvolvimentos históricos das aplicações de MED e do software dedicado pode ser encontrado em inúmeras publicações como por exemplo: Azevedo, N. M. (2003), Lee (2006), entre outros.

Uma das dificuldades da utilização do método de elementos discretos está relacionada com a definição da geometria, das propriedades e das condicionantes, a qual não é tão imediata como no método de elementos finitos. Desta forma antes de começar a simulação, como primeira tarefa indispensável o utilizador terá de gerar uma assembleia de partículas com um estado inicial de tensão que dependerá directamente da posição e contactos das partículas. Esta tarefa não tem regras claras e daí que assente muito na experiência do utilizador e na especificidade de cada caso.

De seguida será apresentado e detalhado o modelo MED desenvolvido no *software* que foi utilizado para a modelação da compactação de misturas betuminosas, que respeita as condições atrás enunciadas.

4.2.2 Particle Flow Code in Two Dimensions – PFC2D

Este *software* foi desenvolvido pela empresa *ITASCA Consulting Group Inc.* para simular via MED o comportamento mecânico de sistemas compostos por um conjunto de partículas em duas dimensões. No modelo, as partículas deslocam-se independentemente umas das outras e interagem apenas através dos contactos ou interfaces entre elas. As partículas, circulares, são assumidas como rígidas, inquebráveis, mas com pontos de contacto deformáveis de rigidez finita. A relação entre os movimentos das partículas e as forças que os provocam é determinada pela segunda lei de Newton. As forças do sistema permitem modelar tanto um sistema em equilíbrio estático como o oposto, em que as partículas se movem.

O modelo presente no PFC2D tem uma natureza bidimensional, que se traduz pela aplicação de somente duas componentes de força e uma de momento, em oposição às três componentes de força e de momentos que existem numa assembleia de partículas tridimensional. A componente de força perpendicular ao plano de análise e as duas componentes de momento no plano não são consideradas nas equações de movimento ou nas leis de força-deslocamento. Em termos espaciais pode considerar-se que o modelo representa a interacção de um conjunto de cilindros ou esferas cujos centros de gravidade actuam sobre um mesmo plano.

O pressuposto da rigidez das partículas é aceitável sempre que a deformação global do sistema físico se deve essencialmente ao movimento das partículas nas interfaces, rotações e escorregamentos, do que à deformação das próprias partículas. Segundo o estudo conduzido por Gethin *et al.* (2003) uma interpenetração até a um limite de 10% não afecta a análise cinemática efectuada enquanto Nazer (2001) considera valores aceitáveis até 20%.

O comportamento de corpos contínuos pode também ser simulado, através da conversão deste numa assembleia compacta de muitas partículas de reduzida dimensão. Tensões e extensões podem ser definidas como quantidades médias sobre uma área de medição representativa do sistema.

Modelo de cálculo

O processo de simulação no PFC2D consiste na aplicação consecutiva, milhares ou mesmo milhões de vezes, de um ciclo de cálculo básico, similar ao apresentado na Figura 4.13. O método de cálculo do tipo explícito permite analisar sistemas instáveis sem dificuldades numéricas e com necessidades computacionais baixas. No início de cada ciclo, o conjunto de contactos é actualizado com base no conhecimento das posições das partículas e paredes. A lei de força-deslocamento é aplicada a cada contacto para actualizar as forças de contacto baseado no movimento relativo entre as entidades no contacto e no modelo de contacto definido. De seguida, a lei do movimento é aplicada para cada partícula para actualizar a velocidade e posição com base na força e momento resultantes das forças de contacto e inércia a actuar na partícula. A posição das paredes é também actualizada com base nas velocidades destas.

Lei da Força-Deslocamento

A lei é aplicada aos contactos partícula-partícula bem como aos partícula-parede, descrito em termos de um ponto de contacto $x_i^{[c]}$ pertencente ao plano de contacto definido pelo vector n_i , de acordo com o representado na Figura 4.14.

O ponto de contacto encontra-se na área de inter penetração dos dois elementos, no caso de contacto partícula-partícula na linha que liga os centros das partículas enquanto no caso de partícula-parede ao longo da linha que define a menor distância entre o centro da partícula e a parede. A força de contacto é dividida em duas componentes, componente normal actuando na direcção do vector normal (n) e a componente de corte (s) actuando no plano de contacto, de acordo com (4.1).

$$F = F_i^n + F_i^s \quad (4.1)$$

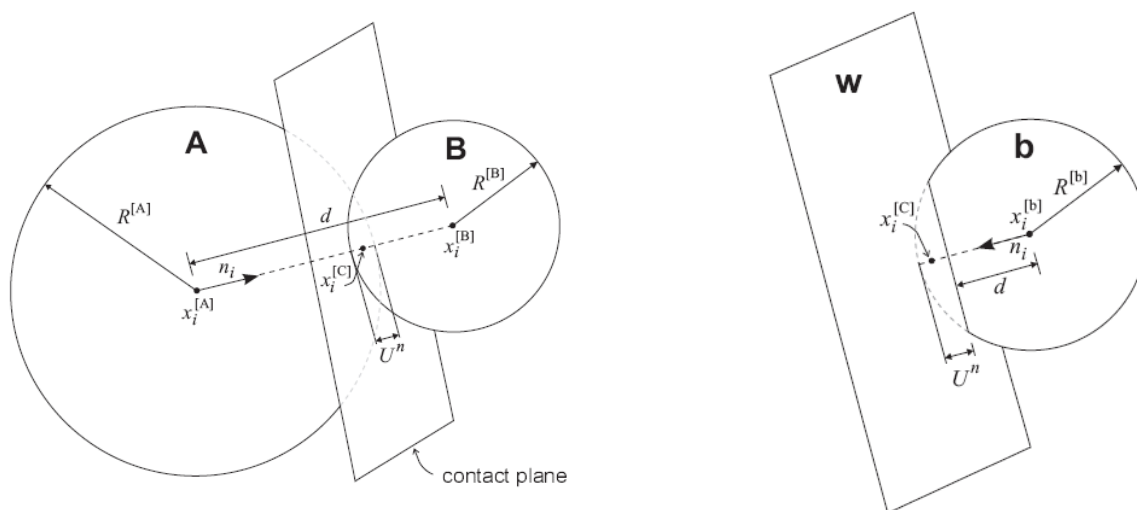


Figura 4.14 – Contactos partícula-partícula (esquerda) e partícula-parede (direita) – Itasca.Consulting.Group (2004)

A lei relaciona as duas componentes de força com o respectivo deslocamento relativo via a rigidez de contacto normal e de corte. A magnitude da força de contacto normal é calculada pela equação seguinte, em que K^n representa a rigidez normal definida com base no modelo de contacto definido e U^n representa o valor total do deslocamento.

$$F^n = K^n \times U^n \quad (4.2)$$

Relativamente à força de contacto de corte, por oposição a K^n , um módulo secante, k^s é um módulo tangente e como tal relaciona a força com o deslocamento incremental em cada passo de cálculo. Quando o contacto se forma a força é nula. De cada vez que existe um deslocamento de corte relativo existe um incremento na força de corte. Desta forma a força de contacto de corte é calculada somando o valor do incremento ao do início no passo de cálculo.

$$F^s = F^s + \Delta F^s \quad (4.3)$$

$$\Delta F^s = -k^s \times \Delta U^s \quad (4.4)$$

Lei do Movimento

O movimento de uma partícula rígida é determinado pela força e momento resultantes que actuam sobre esta, podendo ser dividido num movimento de translação de um ponto da partícula e um movimento de rotação da partícula. O movimento de translação do centro de massa da partícula é descrito pela posição x_i , velocidade $\dot{x}_i$ e aceleração $\ddot{x}_i$, enquanto o movimento de rotação é descrito pela velocidade angular w_i e aceleração angular $\dot{w}_i$.

A equação para o movimento de translação, na forma vectorial, sem amortecimento, é a seguinte:

$$F_i = m \times (\ddot{x}_i - g_i) \quad (4.5)$$

em que F_i é soma das forças externas aplicadas na partícula, m a massa total, $\ddot{x}_i$ a aceleração e g_i a aceleração da gravidade.

A equação do movimento de rotação, na forma vectorial, para partículas esféricas ou cilíndricas, é a seguinte:

$$M_3 = I \dot{w}_3 = (\beta m R^2) \dot{w}_3 \quad (4.6)$$

Uma vez que apenas é considerada uma componente vectorial do momento no PFC2D, M_3 é momento total aplicado na partícula, I o momento de inércia, w_3 a aceleração angular da partícula e β um coeficiente que traduz a forma da partícula (2/5 para esférica e 1/2 para cilíndrica). Foi adoptada a forma cilíndrica.

As equações de movimento são integradas usando o procedimento das diferenças finitas centradas para um passo de cálculo Δt . Os parâmetros $\ddot{x}_i$ e $\dot{w}_i$ são calculados para cada meio intervalo, $t \pm \Delta t/2$, enquanto x_i , $\ddot{x}_i$, $\dot{w}_i$, F_i e M_i são calculados para os instantes finais ou iniciais do intervalo, $t \pm \Delta t$.

A lei do movimento é também aplicada às paredes, no entanto para estas entidades a nova posição é determinada com base nas velocidades prescritas, as quais não sofrem alteração devido à interacção com os restantes elementos.

Passo de cálculo mecânico

Tal como indicado anteriormente, as equações do movimento são integradas usando um algoritmo de diferenças centradas finitas. Durante o passo de cálculo as velocidades e acelerações são assumidas como constantes. Desta forma o valor terá de ser baixo para que os erros não se propaguem a mais do que as partículas vizinhas da partícula em análise. Generalizando ao sistema, o procedimento necessita que o passo de cálculo seja adequado, menor que o valor crítico, para que as soluções encontradas ao longo da computação se mantenham estáveis.

O PFC2D estima o passo de cálculo crítico no início de cada ciclo. Por segurança este define o passo de cálculo como uma percentagem do crítico estimado. Considerando um sistema massa-mola unidimensional, com massa m e rigidez da mola k , segundo Itasca.Consulting.Group (2004) o intervalo de tempo crítico é:

$$t_{\text{crit}} = \frac{T}{\pi} \quad (4.7)$$

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{m}{k}} \quad (4.8)$$

No caso de um sistema com infinitos sistemas simplificados, o menor período ocorre quando as massas se movem em movimentos opostos sincronizados com valor nulo no centro das molas. Assim o intervalo de

tempo crítico é:

$$t_{\text{crit}} = 2\pi\sqrt{\frac{m}{4k}} = \sqrt{\frac{m}{k}} \quad (4.9)$$

Amortecimento mecânico

Por definição a energia no sistema é dissipada somente pelo escorregamento com atrito, e mesmo esta dissipação pode não existir caso se considere nulo o atrito entre as entidades. De modo a atingir mais rapidamente a solução de equilíbrio num número razoável de ciclos, o PFC2D permite activar 3 tipos de amortecimento diferenciados: local, combinado e viscoso. Os dois primeiros actuam sobre as partículas enquanto o último actua sobre os contactos.

O *amortecimento local* aplica uma força com uma amplitude proporcional à força destabilizadora em cada partícula. Um novo termo, F_i^d , é adicionado às equações de movimento.

$$F_i + F_i^d = M_i A_i \quad (4.10)$$

$$M_i A_i = \begin{cases} m \ddot{x}_i \\ I \ddot{w}_i \end{cases} \quad (4.11)$$

Em que F_b , F_i^d , M_i e A_i representam respectivamente a força destabilizadora, a força de amortecimento, a massa e as componentes de aceleração. F_i^d é igual a αF_b , sendo α o coeficiente de amortecimento. Por definição este parâmetro assume o valor de 0,7 e está activo. Segundo Itasca.Consulting.Group (2004), este procedimento apresenta as seguintes vantagens:

- Apenas o movimento de aceleração é amortecido;
- A constante α é não dimensional;
- As zonas que possuem frequências próprias diferentes são amortecidas com o mesmo coeficiente, pois o coeficiente é independente da frequência.

O *amortecimento combinado* consiste em aplicar uma força de amortecimento dependente em partes iguais da força destabilizadora e da variação da força no tempo. Esta forma de amortecimento, apesar de menos eficiente por si só, traz vantagens em casos de movimentos harmónicos uniformes. Este tipo de amortecimento não foi considerado neste trabalho.

O *amortecimento viscoso* introduz em cada contacto um amortecedor, na direcção normal e de corte, actuando em paralelo com o modelo de contacto definido. Na Figura 4.15 apresenta-se o exemplo para o caso de um modelo de contacto linear, que se transforma no modelo de Kelvin (os modelos de contactos são detalhados no ponto seguinte).

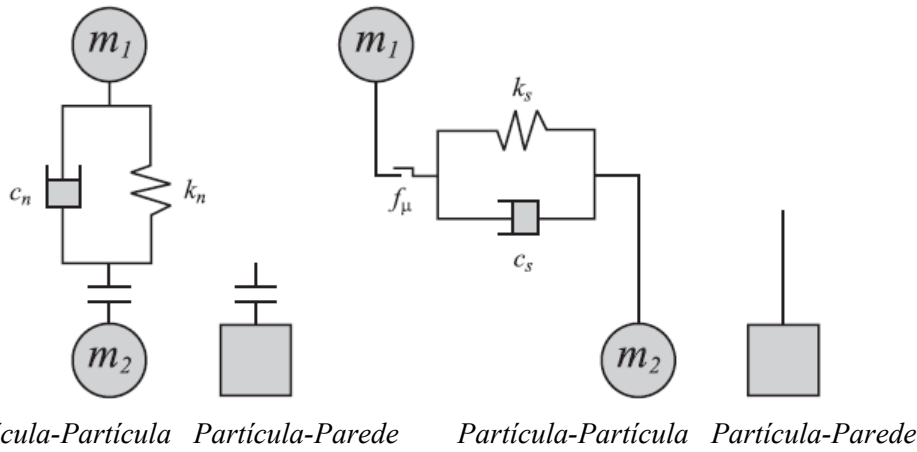


Figura 4.15 – Amortecimento viscoso activo, direcção normal e de corte, respectivamente, à esquerda e à direita – Itasca.Consulting.Group (2004)

Desta forma, existe adicionalmente uma força proporcional à velocidade das partículas, $F_i = D \dot{x}_i$ em que D é assumido como $c.m$, sendo m a massa e c o coeficiente de amortecimento. As equações de movimento finais são:

$$F_i = m(\ddot{x}_i - g_i) + (cm) \dot{x}_i \quad (4.12)$$

$$M_3 = I \ddot{w}_3 + (cI) \dot{w}_3 \quad (4.13)$$

No PFC2D em vez de se definir o coeficiente c , é introduzida uma fracção do coeficiente de amortecimento crítico (C_{cr}), que foi definido por Cundall como:

$$C_{cr} = 2 \sqrt{\frac{m_1 m_2 k_n}{m_1 + m_2}} \quad (4.14)$$

Os tipos de amortecimento utilizados neste trabalho foram o local e o viscoso. Os coeficientes adoptados são detalhados em pontos seguintes.

Modelos de Contacto

Anteriormente, durante a apresentação da lei da força-deslocamento, referiu-se que em cada ciclo as forças normais e de corte eram determinadas com base na rigidez e nos deslocamentos. A rigidez, normal e de corte, é função do modelo de contacto definido pelo utilizador. Neste trabalho foram utilizados dois modelos de contacto distintos, o Modelo de Contacto Elástico Linear e o Modelo de Burgers, ambos disponíveis no PFC2D.

Modelo de Contacto Elástico Linear

O modelo de contacto elástico linear considera que actuam duas molas em série no contacto, tal como ilustra a Figura 4.16, seja para contactos partícula-partícula ou partícula-parede, obtendo-se as seguintes expressões

para a rigidez normal e ao corte:

$$K^n = \frac{K_n^{[A]} K_n^{[B]}}{K_n^{[A]} + K_n^{[B]}} \quad (4.15)$$

$$k^s = \frac{k_s^{[A]} k_s^{[B]}}{k_s^{[A]} + k_s^{[B]}} \quad (4.16)$$

As referências [A] e [B] relacionam-se com as duas entidades em contacto.

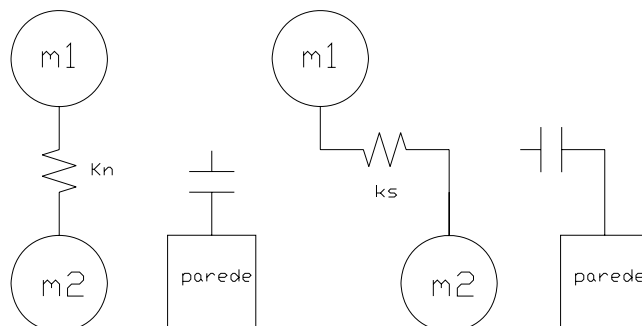


Figura 4.16 – Modelo de contacto elástico linear

Modelo de Burgers

O modelo de contacto de Burgers é utilizado para a simulação de materiais com comportamento dependente do tempo, sendo utilizado no caso de misturas betuminosas para simular o comportamento visco-elasto-plástico linear. O modelo consiste na associação dos modelos de Maxwell e de Kelvin em série. Na Figura 4.17 apresenta-se o esquema do modelo.

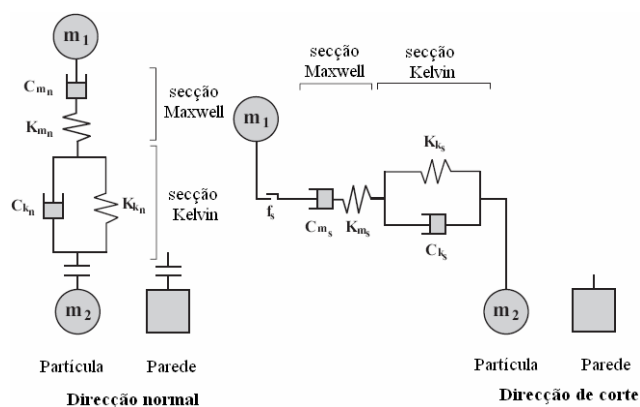


Figura 4.17 – Modelo de contacto de Burgers – Itasca.Consulting.Group (2004)

- m_1/m_2 – partículas
- Km_n – rigidez normal do elemento Maxwell
- Cm_n – viscosidade normal do elemento Maxwell
- Kk_n – rigidez normal do elemento Kelvin
- Ck_n – viscosidade normal do elemento Kelvin
- Km_s – rigidez de corte do elemento Maxwell
- Cm_s – viscosidade de corte do elemento Kelvin
- Kk_s – rigidez de corte do elemento Kelvin
- Ck_s – viscosidade de corte do elemento Kelvin
- f_s – coeficiente de atrito

O deslocamento total u no modelo é igual à soma dos deslocamentos em cada um dos elementos, Maxwell e Kelvin, de acordo com a seguinte relação:

$$u = u_k + u_{mk} + u_{mc} \quad (4.17)$$

Em que:

- u_k – deslocamento do elemento Kelvin
- u_{mk} – deslocamento da mola no elemento Maxwell

u_{mc} – deslocamento do amortecedor no elemento Maxwell

A força de contacto referente ao elemento Kelvin, f , dependente da rigidez K_k e da viscosidade C_k , pode ser obtida pela seguinte equação:

$$f = K_k u_k + C_k \dot{u}_k \quad (4.18)$$

As forças de contacto referentes ao elemento Maxwell, das quais resultam deslocamentos diferentes na mola e amortecedor são dadas pelas seguintes equações:

$$f = K_m u_{mk} \quad (4.19)$$

$$f = C_m \dot{u}_{mk} \quad (4.20)$$

Com base em (4.18), a velocidade de deslocamento do elemento Kelvin é dada por:

$$\dot{u}_k = \frac{-K_k u_k + f}{C_k} \quad (4.21)$$

Recorrendo ao algoritmo de diferenças finitas para a primeira derivada no tempo com aproximação das diferenças centrais e assumindo os valores médios para u_k e f , obtém-se:

$$\frac{u_k^{t+1} - u_k^t}{\Delta t} = \frac{1}{C_k} \left[-\frac{K_k (u_k^{t+1} + u_k^t)}{2} + \frac{f^{t+1} + f^t}{2} \right] \quad (4.22)$$

Do qual resulta:

$$u_k^{t+1} = \frac{1}{A} \left[B u_k^t + \frac{\Delta t}{2C_k} (f^{t+1} + f^t) \right] \quad (4.23)$$

$$A = 1 + \frac{K_k \Delta t}{2C_k} \quad (4.24)$$

$$B = 1 - \frac{K_k \Delta t}{2C_k} \quad (4.25)$$

Para o elemento Maxwell, a velocidade de deslocamento é dada por:

$$\dot{u}_m = \dot{u}_{mk} + \dot{u}_{mc} \quad (4.26)$$

Substituindo (4.19) em (4.23), obtém-se:

$$\dot{u}_m = \frac{\dot{f}}{K_m} + \frac{f}{C_m} \quad (4.27)$$

Recorrendo novamente ao algoritmo de diferenças finitas com aproximação das diferenças centrais, tomando os valores médios para f , fica:

$$\frac{u_m^{t+1} - u_m^t}{\Delta t} = \frac{f^{t+1} - f^t}{K_m \Delta t} + \frac{f^{t+1} + f^t}{2C_m} \quad (4.28)$$

Do qual resulta:

$$u_m^{t+1} = \frac{f^{t+1} - f^t}{K_m} + \frac{\Delta t(f^{t+1} + f^t)}{2C_m} + u_m^t \quad (4.29)$$

Para a globalidade do modelo, de acordo com (4.17) vem:

$$u^{t+1} - u^t = u_k^{t+1} - u_k^t + u_m^{t+1} - u_m^t \quad (4.30)$$

Substituindo (4.23) e (4.29) na equação anterior, obtém-se por fim:

$$f^{t+1} = \frac{1}{C} \left[u^{t+1} - u^t + \left(1 - \frac{B}{A} \right) u_k^t - Df^t \right] \quad (4.31)$$

$$C = \frac{\Delta t}{2C_k A} + \frac{1}{K_m} + \frac{\Delta t}{2C_m} \quad (4.32)$$

$$D = \frac{\Delta t}{2C_k A} - \frac{1}{K_m} + \frac{\Delta t}{2C_m} \quad (4.33)$$

Deste modo, conhecendo os valores de u^{t+1} , u^t , u_k^t e f^t pode determinar-se f^{t+1} . Em Itasca.Consulting.Group (2004) é exemplificado com sucesso um teste efectuado ao modelo. Também em Abbas (2004) são apresentados os resultados de vários testes comparativos ao modelo de Burgers entre as soluções analíticas e as do PFC2D.

Critérios de Rotura:

Modelo de Mohr-Coulomb

O modelo de Mohr-Coulomb é o critério predefinido no PFC2D para a resposta do contacto à força de corte e normal. Deste modo, pela equação seguinte obtém-se a força máxima de corte que o contacto permite:

$$F_{\max}^s = \mu |F_i^n| \quad (4.34)$$

Em que μ representa o coeficiente de atrito e F_i^n a força de contacto normal, ilustrado graficamente na Figura 4.18 para um contacto elástico linear. Caso a força de corte exceda a máxima, existe escorregamento e a força de corte assumirá o valor da força calculada em (4.34).

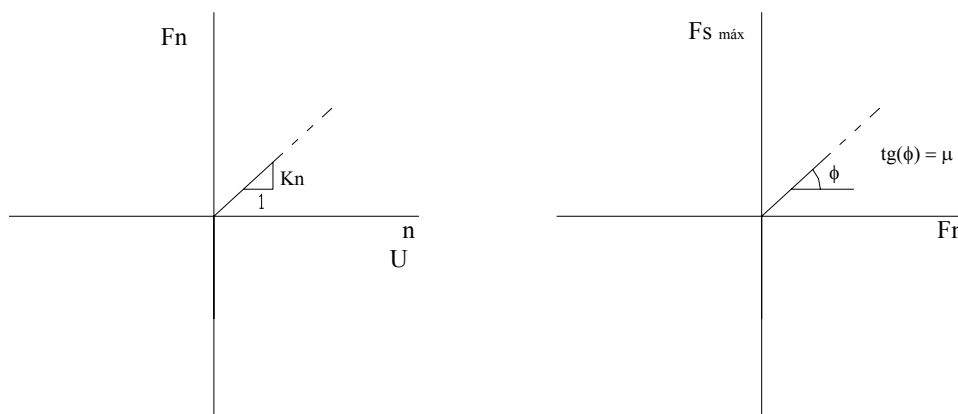


Figura 4.18 – Modelo de contacto elástico linear e Mohr-Coulomb

Modelo de Contacto com Adesão

Os contactos com adesão, apenas partícula-partícula, podem ser considerados como contactos em que existe um material a unir as partículas. Esse material pode ocupar apenas um ponto infinitesimal ou uma área a definir. No primeiro caso de ligação, modelo “Adesão Pontual”, permite somente a transmissão de uma força enquanto o segundo caso, modelo “Adesão Paralela” permite uma força e um momento.

O modelo “Adesão Pontual” pode ser simulado como um par de molas elásticas com rigidez normal e de corte constantes actuando no ponto de contacto. Este modelo é definido pelas forças máximas resistentes. A possibilidade de escorregamento está excluída quando o modelo “Adesão Pontual” está activo, não existindo a correcção da força de corte relativamente à máxima de Mohr-Coulomb. Se a força de contacto normal exceder (tracção) a força máxima resistente o contacto quebra e as forças de corte e normal assumem o valor nulo. Se a magnitude da força de corte igualar ou exceder a força resistente ao corte o contacto quebra, no entanto as forças mantêm-se caso a força de corte não exceda a força máxima de Mohr-Coulomb e a força normal seja de compressão. Na Figura 4.19 apresenta-se graficamente este comportamento.

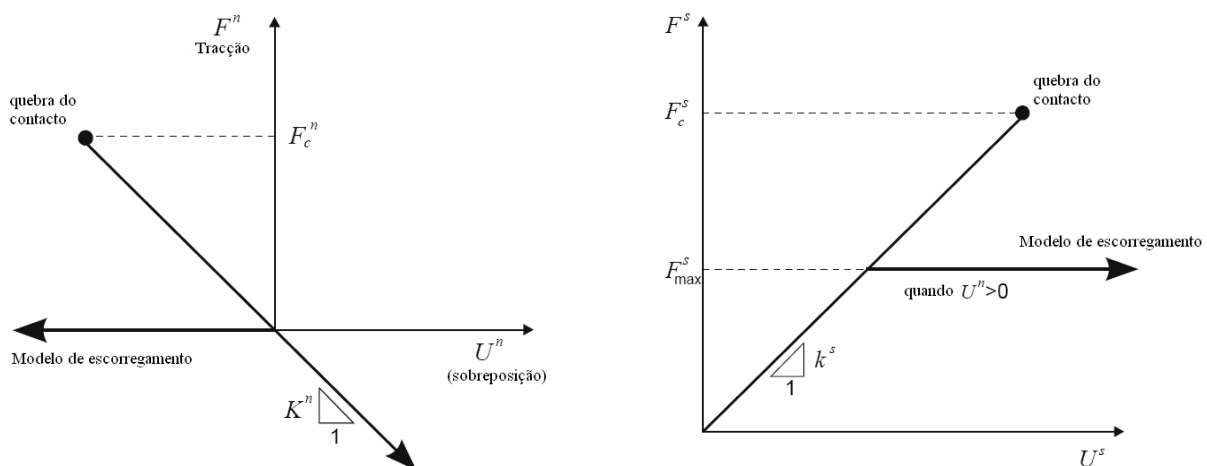


Figura 4.19 – Comportamento de um contacto com modelo “Adesão Pontual” – Itasca.Consulting.Group (2004)

Relativamente ao modelo “Adesão Paralela”, este pode ser simulado como um conjunto de molas elásticas com rigidez normal e de corte constantes, uniformemente distribuídas por uma área circular ou rectangular no plano de contacto e centrada no ponto de contacto. Na Figura 4.20 apresenta-se um esquema exemplificativo do modelo. Uma vez que este modelo não foi utilizado não será alvo de uma descrição pormenorizada. Mais informações podem ser encontradas em Itasca.Consulting.Group (2004).

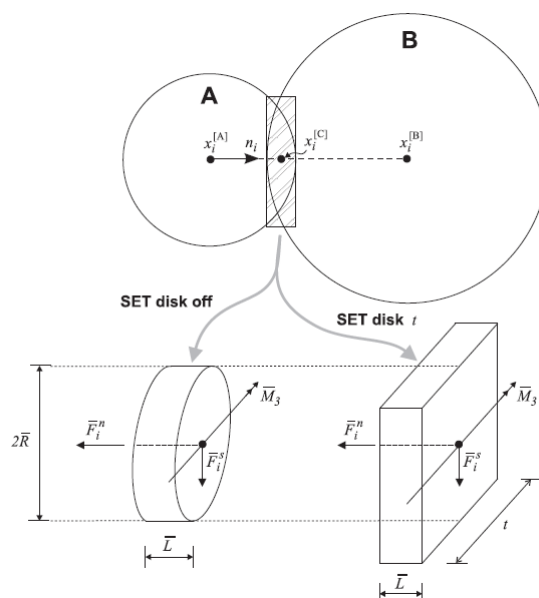


Figura 4.20 – Representação de um contacto com “Adesão Paralela” activa – Itasca.Consulting.Group (2004)

Relações Micro – Macro

Numa simulação de um corpo contínuo por elementos discretos que interagem através de pontos de contacto discretos é necessário descrever a formulação pela qual se obtém as quantidades macroscópicas habitualmente mais analisadas: tensor de tensões médias, tensor da taxa de extensões médias e porosidade. Ao contrário dos métodos de base contínua, não é possível definir estas quantidades para todos os pontos do provete. Assim para um MED a 3D estes parâmetros são analisados para um volume de material enquanto que a 2D será uma área, que no caso do PFC2D assume forma circular.

De seguida são detalhadas as formulações para o cálculo dos parâmetros para o PFC2D, modelo de elementos discretos a 2D.

Porosidade

A porosidade é definida como a fracção da área vazia em relação à área de medição total. Assim a porosidade n é dada por:

$$n = \frac{A^{vazia}}{A^{total}} = \frac{A^{total} - A^{particulas}}{A^{total}} \quad (4.35)$$

Considerando a influência das interpenetrações das partículas nos pontos de contacto é efectuado a seguinte correcção:

$$A^{particulas} = \sum_n A^p - A^{sobreposição} \quad (4.36)$$

Tensor de Tensões médias

A tensão é uma variável contínua que não pode ser calculada para um ponto singular. No PFC2D são calculadas continuamente as forças de contacto e os deslocamentos das partículas. Estas variáveis podem ser avaliadas imediatamente para uma análise microscópica, mas não numa análise macroscópica. Deste modo a variável pretendida é obtida através de uma formulação de cálculo da média das forças, duas componentes em cada contacto e forças resultantes de “Adesão Paralela”, nos casos em que existe, para a superfície de medição.

Como referido em Azevedo, N. M. (2003), o tensor de tensões médias para um estado de tensão homogéneo, recorrendo ao teorema da divergência e às condições de equilíbrio, num determinado volume de material V é definido por:

$$\bar{\sigma}_{ij} = \frac{1}{V} \int_V \sigma_{ij} dv \quad (4.37)$$

Em que σ_{ij} é o tensor de tensões actuando no volume V considerado. De acordo com o apresentado em Itasca.Consulting.Group (2004) para um material discretizado o integral pode ser substituído por um somatório em todas as partículas contidas no volume em análise.

$$\bar{\sigma}_{ij} = \frac{1}{V} \sum_{Np} \bar{\sigma}_{ij}^{(p)} V^{(p)} \quad (4.38)$$

Em que $\bar{\sigma}_{ij}^{(p)}$ é o tensor de tensões médias para a partícula p . Igualmente para a partícula pode determinar-se o tensor de tensões médias com a equação (4.37), obtendo-se:

$$\bar{\sigma}_{ij}^{(p)} = \frac{1}{V^{(p)}} \sum_{V^{(p)}} \sigma_{ij}^{(p)} dV^{(p)} \quad (4.39)$$

A identidade

$$S_{ij} = \delta_{ik} S_{kj} = x_{i,k} S_{kj} = (x_i S_{ij})_{,k} - x_i S_{kj,k} \quad (4.40)$$

pode ser utilizada para qualquer tensor S_{ij} , em que a notação $[,i]$ se refere à derivada em relação a x_i .

Aplicando esta identidade à tensão em cada partícula obtém-se:

$$\bar{\sigma}_{ij}^{(p)} = \frac{1}{V^{(p)}} \int_{V^{(p)}} \left[(x_i \sigma_{kj}^{(p)})_{,k} - x_i \sigma_{kj,k}^{(p)} \right] dV^{(p)} \quad (4.41)$$

As tensões em cada partícula são assumidas como contínuas e em equilíbrio. A condição de equilíbrio é $\sigma_{ij,i} = 0$, quando não existem forças de massa. O volume a integrar na equação anterior é substituído por uma superfície pela aplicação do teorema da divergência de Gauss ao primeiro termo e o segundo é nulo pela ausência de forças de massa. Desta forma pode escrever-se:

$$\bar{\sigma}_{ij}^{(p)} = \frac{1}{V^{(p)}} \int_{S^{(p)}} (x_i \sigma_{kj}^{(p)}) n_k dS^{(p)} = \frac{1}{V^{(p)}} \int_{S^{(p)}} x_i t_j^{(p)} dS^{(p)} \quad (4.42)$$

em que $S^{(p)}$ é a superfície da partícula, n_k o vector unitário normal à superfície e $t_j^{(p)}$ o vector de tracção.

Substituindo o integral pelo somatório em todos os contactos N_c da partícula, temos:

$$\bar{\sigma}_{ij}^{(p)} = -\frac{1}{V^{(p)}} \sum_{N_c} x_i^{(c)} F_j^{(c)} \quad (4.43)$$

em que $x_i^{(c)}$ e $F_j^{(c)}$ são a posição e força respectivamente, actuando sobre o contacto c . Uma vez que as forças normais no PFC2D estão convencionadas como positivas para compressão e negativas para tracção, na equação anterior colocou-se um sinal negativo para as tensões apresentarem os sinais convencionados mais utilizados, isto é, positivo tracção e negativo compressão. A posição do contacto, presente na equação anterior é dada por:

$$x_i^{(c)} = x_i^{(p)} + |x_i^{(c)} - x_i^{(p)}| n_i^{(c,p)} \quad (4.44)$$

Em que $x_i^{(p)}$ é a posição do centroide da partícula e $n_i^{(c,p)}$ o vector unitário direccionado do centroide da partícula ao contacto. Substituindo (4.44) em (4.43) e sabendo que para uma partícula em equilíbrio a soma das forças é zero, temos finalmente para a partícula o seguinte tensor das tensões médias:

$$\bar{\sigma}_{ij}^{(p)} = -\frac{1}{V^{(p)}} \sum_{N_c} |x_i^{(c)} - x_i^{(p)}| n_i^{(c,p)} F_j^{(c)} \quad (4.45)$$

Com base no apresentado, aplicando a equação (4.45) a todas as partículas do volume e com (4.38) poderia calcular-se o tensor de tensões médias para o volume seleccionado. No entanto no PFC2D apenas são consideradas as partículas cujos centros estão dentro da área de medição, o que impõe uma correcção ao cálculo da variável tendo por base a porosidade do círculo de medição. Deste modo é necessária a seguinte transformação:

$$\bar{\sigma}_{ij} = \frac{1}{V} \sum_{N_p} \bar{\sigma}_{ij}^{(p)} V^{(p)} \Rightarrow \left(\frac{1-n}{\sum_{N_p} V^{(p)}} \right) \sum_{N_p} \bar{\sigma}_{ij}^{(p)} V^{(p)} \quad (4.46)$$

em que n é a porosidade. Deste modo a equação utilizada pelo PFC2D é:

$$\bar{\sigma}_{ij} = \left(\frac{1-n}{\sum_{N_p} V^{(p)}} \right) \sum_{N_p} \sum_{N_p} |x_i^{(c)} - x_i^{(p)}| n_i^{(c,p)} F_j^{(c)} \quad (4.47)$$

Em que:

- n – porosidade
- $V^{(p)}$ – volume da partícula (p), sendo igual à área da partícula vezes a espessura unitária
- $x_i^{(p)}$ e $x_i^{(c)}$ – posições da partícula e contacto respectivamente
- $n_i^{(c,p)}$ – vector unitário direccionado do centróide ao contacto
- $F_i^{(c)}$ – força vector unitário direccionado do centróide ao contacto

Tensor da Taxa de Extensões médias

O procedimento para o cálculo do tensor de tensões médias não pode ser utilizado para a determinação do tensor da taxa de extensões médias, uma vez que enquanto que no caso anterior o valor dos vazios era nulo, neste caso não é correcto assumir como zero a velocidade de deformação dos vazios. Deste modo, é utilizado um algoritmo, que se baseia na minimização dos erros entre as velocidades previstas e medidas das partículas cujos centros estão contidos no círculo de medição.

A velocidade média e a posição média das partículas no círculo de medição são:

$$\overline{V}_i = \frac{\sum_{Np} V_i^{(p)}}{Np} \quad (4.48)$$

$$\overline{x}_i = \frac{\sum_{Np} x_i^{(p)}}{Np} \quad (4.49)$$

Em que $V_i^{(p)}$ e $x_i^{(p)}$ são, respectivamente, a velocidade de translação e a posição da partícula p . O valor medido da velocidade relativa é:

$$\tilde{V}_i^{(p)} = V_i^{(p)} - \overline{V}_i \quad (4.50)$$

Enquanto o valor estimado pelo programa da velocidade relativa é:

$$\tilde{v}_i^{(p)} = \dot{\alpha}_{ij} \tilde{x}_j^{(p)} \quad (4.51)$$

Em que $\dot{\alpha}_{ij}$ é o tensor gradiente de velocidade, estimada pelo método dos mínimos quadrados. Como indicado anteriormente o programa procura minimizar o erro Z entre os valores previstos e medidos, considerando este valor ocorre para $\frac{\partial z}{\partial \dot{\alpha}_{ij}} = 0$.

$$z = \sum_{Np} \left| \tilde{v}_i^{(p)} - \tilde{V}_i^{(p)} \right|^2 \quad (4.52)$$

Limitações de um modelo 2D

Anteriormente referiu-se, na secção relativa à introdução ao PFC2D, que o modelo gerado poderia ser materializado a 3D como um conjunto de esferas ou cilindros cujos centros estão contidos sobre um mesmo plano vertical. O programa permite a selecção de um ou outro caso, o qual influencia a massa da partícula bem como o coeficiente de forma na lei do movimento. Quando se tenta estudar um problema tridimensional com recurso a uma ferramenta bidimensional existem inevitavelmente limitações, as quais podem ser inibidoras da análise ou pelo contrário não afectar o cômputo da análise global. De seguida indicam-se as duas limitações principais associadas à modelação em 2D.

No ponto anterior foi detalhado a forma utilizada para determinar o tensor de tensões e de taxa de extensões,

para o qual é necessário escolher uma superfície de análise pela simples razão de que a estrutura é discreta e logo não permite calcular variáveis contínuas em todos os pontos. De referir ainda que enquanto nas simulações 2D de base contínua é considerado que existe um estado de tensão ou extensão plano, na direcção normal ao plano de análise, no PFC2D a força e momentos relativos a este plano não são considerados na lei do movimento e na lei da força-deslocamento. Esta limitação não é somente dos modelos MED, no entanto requer especial atenção a comparação de resultados em modelos MED e modelos contínuos.

A limitação que mais condiciona este trabalho está relacionada com a porosidade e o arranjo das partículas. A porosidade, tal como explicitado anteriormente, é calculada como um rácio entre áreas enquanto que numa análise 3D é um rácio de volumes. De acordo com o referido em Itasca.Consulting.Group (2004), H. Deresiewicz mostrou, num artigo de 1958, que para todos os arranjos regulares de partículas esféricas iguais a mínima porosidade é 25,95% enquanto que para um arranjo regular de círculos iguais a mínima “porosidade” é 9,31%. Como numa análise 2D as partículas estão todas alinhadas sobre o plano, ao contrário da análise 3D, não é possível que as partículas se imobilizem por contacto com partículas fora do plano, do qual resulta um arranjo mais poroso. Este efeito tem consequências também sobre a capacidade de percolação no sistema, a qual é baixa para qualquer relação de dimensões das partículas. A influência desta limitação nos resultados das simulações será alvo de análise durante a apresentação destes.

A compactação de misturas betuminosas é um problema tridimensional, uma vez que existem movimentos das partículas nas três direcções espaciais durante o processo de ocupação dos vazios pelas partículas. Desta forma o estudo desenvolvido está sujeito às limitações apontadas.

4.3 Etapas da simulação da compactação de misturas betuminosas

O processo de modelação de um problema num modelo de MED, ou outros métodos numéricos, compreende várias etapas. No processo que foi desenvolvido estiveram presentes as tarefas apresentadas graficamente na Figura 4.21.

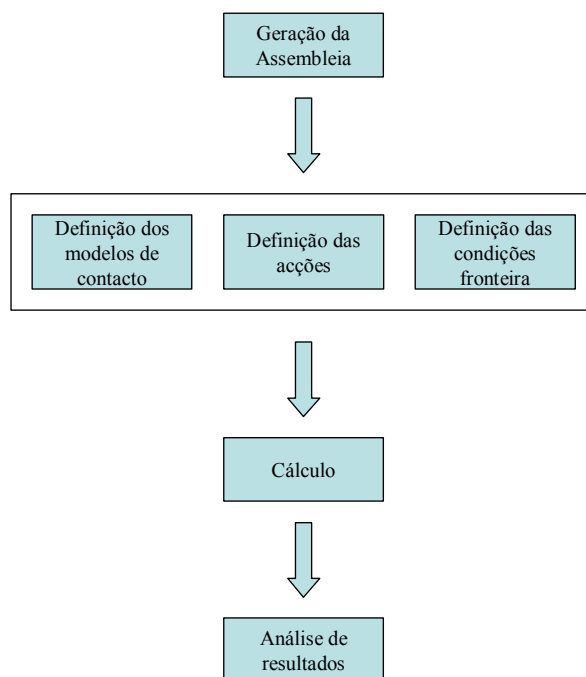


Figura 4.21 – Diagrama de etapas da simulação no PFC2D

Geração da assembleia: fase inicial que inclui a formação das partículas numa determinada localização e respectivos contactos. O comportamento durante a simulação irá depender das características que a assembleia apresenta no final da etapa, nomeadamente: porosidade; distribuição das partículas com dimensões diferentes; distribuição dos contactos; etc.

Definição dos modelos de contacto: tal como foi referido anteriormente, o modelo de contacto irá determinar a relação entre as forças e os deslocamentos que são determinados em todos os ciclos de cálculo. No PFC2D estão disponíveis diversos modelos de contacto.

Definição das condições fronteira: as condições fronteira correspondem a todos os requisitos que terão ser obrigatoriamente respeitados durante a simulação para esta ser considerada válida. Estas poderão ser tão variadas tais como restringir movimentos em determinadas zonas do provete ou impor determinadas tensões médias. Para a sua aplicação poderão ser criados algoritmos específicos para actuar durante o cálculo.

Definição das acções: no PFC2D as acções, activas, poderão ser aplicadas de duas formas distintas, forças em partículas ou deslocamento de paredes. Como a lei da força-deslocamento, no PFC2D, não é aplicada a paredes não é possível aplicar-lhes forças. É possível através de algoritmos especificamente definidos para o efeito controlar a velocidade da placa de forma a manter a força de contacto com as partículas dentro de um determinado intervalo. Quanto às acções passivas, tais como a colocação de partículas sobrepostas ou a eliminação de partículas criando instabilidades, estas poderão ser definidas caso a caso.

Cálculo: nesta fase, a qual poderá incluir diversas etapas dependendo da simulação em causa, será no mínimo identificada pelo número de ciclos de cálculo e o passo de cálculo mecânico. Estas variáveis podem ser automatizadas pelo programa. No caso do passo de cálculo o PFC2D pode assumir uma percentagem do valor previsto para o limite do passo de cálculo de forma a manter a estabilidade do procedimento numérico. Relativamente ao número de ciclos este pode também ser deixado ao critério do programa, o qual interrompe o cálculo quando o somatório das forças não equilibradas do sistema for inferior a um determinado valor.

Análise dos resultados: a última fase é determinante em qualquer procedimento, numérico ou experimental, o qual permite identificar se a análise é válida, o valor das variáveis pretendidas, quais os erros a evitar, etc. Uma análise criteriosa permite reduzir o número de simulações e aumentar as potencialidades do programa.

As fases acima descritas serão desenvolvidas durante a apresentação das simulações efectuadas.

4.4 Geração da assembleia

A geração da assembleia, na análise com recurso a MED, consiste em preencher o domínio de análise com partículas, a partir do qual se pode proceder à análise pretendida. A estrutura inicial, conjunto de partículas e contactos, determinam o comportamento durante a simulação.

De seguida, em 4.4.1 apresentam-se os vários métodos de geração e em 4.4.2 descreve-se o estudo realizado sobre a metodologia de geração mais apropriada para a modelação da compactação de misturas betuminosas.

4.4.1 Métodos de geração

A forma de realizar esta tarefa está intimamente relacionada com os objectivos da simulação (análise realista de um material ou idealizada, etc.) existindo assim as mais variadas maneiras de a atingir, com as respectivas vantagens e desvantagens. Com base em diversas características podemos classificar os métodos em vários grupos.

O primeiro sistema de classificação de métodos de geração de assembleias relaciona-se com a assembleia final: aleatória ou pré-estabelecida. Com a excepção do método do ponto fixo, no qual se escolhe antecipadamente as posições de todas as partículas, em todos os outros métodos existe uma fase posterior à criação das partículas, em que os contactos se formam por imposição de determinadas condições. Neste último caso é impossível predeterminar qual a posição e distribuição de partículas e contactos. O método do ponto fixo é utilizado nos casos de estudo de assembleias com estrutura regular ou teórica (hexagonal, cúbica, etc.), Figura 4.22 à esquerda, ou nos casos em que se pretende imitar materiais a partir de imagens fotográficas ou de vídeo, Figura 4.22 à direita. Como exemplo deste último caso temos o método da micro-geração, desenvolvido por You & Buttlar (2004), que consiste na discretização dos vários elementos presentes no material em partículas da dimensão de cada *pixel* da fotografia e aplicado à simulação de ensaios laboratoriais em misturas betuminosas.

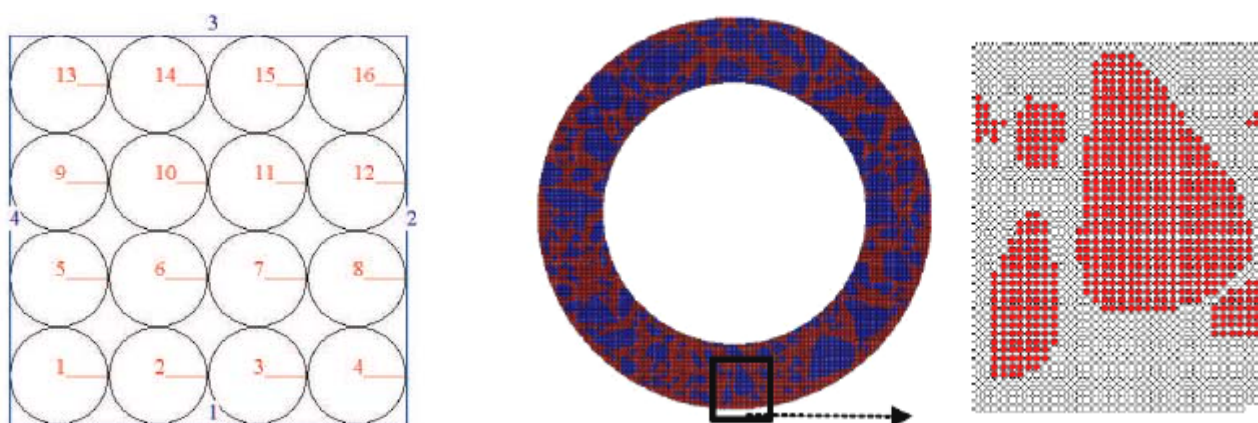


Figura 4.22 – Assembleias com estrutura regular (esquerda) e estrutura irregular por imitação (direita) – Azevedo, N. M. (2003) e Silva (2005)

No caso de estruturas regulares é possível conhecer as forças iniciais e comparar os resultados com os modelos analíticos. No entanto, ao estudar problemas de fractura dos materiais existem direcções preferenciais para o resultado final. Assim, o estudo de materiais com estrutura irregular só é possível com recurso a assembleias aleatórias ou à imitação de provetes de materiais a partir da sua visualização.

As assembleias aleatórias formadas são normalmente avaliadas com base em diversos parâmetros, como por exemplo as tensões iniciais, a porosidade e o número de contactos de cada partícula, factores que têm grande influência no comportamento durante os carregamentos. Além dos valores absolutos existe preocupação relativamente à sua distribuição ao longo da assembleia. Os valores destes parâmetros dependem da análise pretendida.

O segundo sistema de classificação está relacionado com as dimensões das partículas. Os materiais são normalmente constituídos por partículas de muitas dimensões. Assim podemos criar assembleias idealizadas com partículas de uma só dimensão ou assembleias realistas com partículas de várias dimensões que procurem representar melhor o material em estudo. Esta propriedade aplica-se tanto a materiais constituídos por um único elemento ou a vários elementos como é o caso das misturas betuminosas (agregados e betume). Conhecida a curva granulométrica do material ou dos elementos que constituem o material é possível proceder a uma reconstituição mais próxima do objecto de estudo.

De seguida serão descritos vários métodos de geração da assembleia.

1 – Algoritmo de perturbação da posição da partícula

Este algoritmo criado por Donze *et al.* (1997), citado em Azevedo, N. M. (2003), cria uma assembleia irregular a partir de uma regular hexagonal. Após ser criada a assembleia regular, a posição das partículas inicial ($x_i^{(t=0)}$) é modificada de acordo com:

$$x_i^{(t=0)} = x_i^{(t=0)} + \frac{\alpha R_i}{\sqrt{2}} (2\zeta_i - 1) \quad (4.53)$$

em que: ζ_i é um valor escolhido aleatoriamente entre 0 e 1; α representa o valor da perturbação induzida. A perturbação faz com que as partículas se sobreponham, tal como é apresentado na Figura 4.23, assumindo-se esta como a assembleia final para estudo. A complexidade da assembleia é aumentada derivada da irregularidade criada, mas também o é o procedimento de detecção dos contactos dificultando a aplicação prática deste algoritmo.

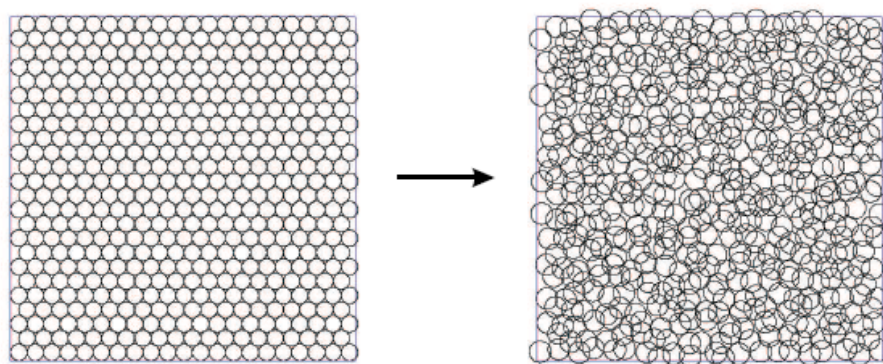


Figura 4.23 – Assembleia inicial e final – Azevedo, N. M. (2003)

Um dos parâmetros de análise das assembleias geradas é a distribuição da orientação normal dos contactos, a qual é representada normalmente por um histograma polar. Na Figura 4.24 pode visualizar-se o histograma inicial (apenas 6 direcções) e o final (6 direcções preferenciais mas com distribuição ao longo de todas as direcções).

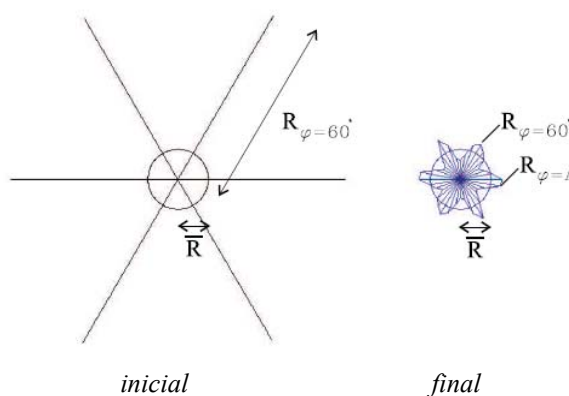


Figura 4.24 – Histograma polar de contactos inicial e final – Azevedo, N. M. (2003)

2 – Geração de macro-partículas (RMPG)

Este método foi apresentado inicialmente por Sakaguchi *et al.* (1997). O RMPG gera uma assembleia aleatória com um elevado grau de isotropia. O método consiste em duas fases, a primeira em que se geram aleatoriamente no espaço definido um número N de partículas “semente” que não se podem sobrepor e a segunda fase em que são criadas partículas em redor das partículas “semente” originando uma macro-partícula. Escolhida inicialmente uma partícula “semente”, são criadas 6 partículas em redor desta, uma por cada direcção de propagação, excepto se esse espaço já estiver ocupado. De seguida são escolhidas as partículas que foram colocadas anteriormente e colocam-se novas partículas em redor delas. Caso as direcções de crescimento sejam fixas existe um crescimento em círculos concêntricos. Na Figura 4.25 são ilustradas as diversas fases do processo apresentado.

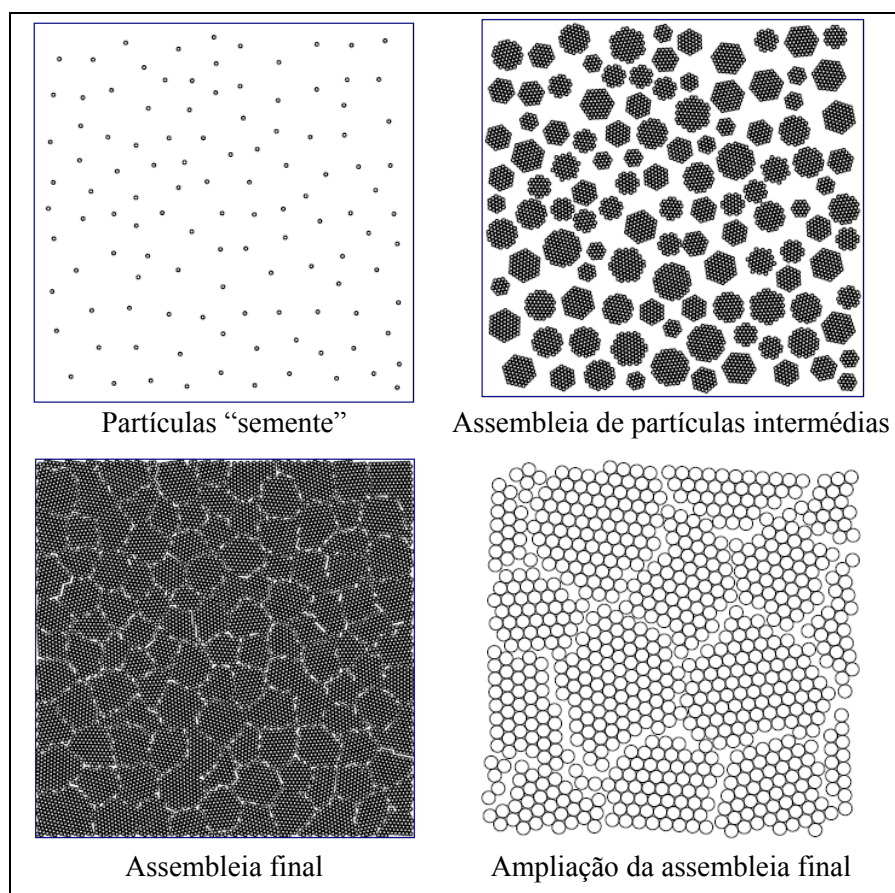


Figura 4.25 – Fases da geração da assembleia com macro-partículas – Azevedo, N. M. (2003)

Na formulação inicial após o espaço estar todo preenchido as macro-partículas são ligadas através do estabelecimento de uma rede de triangulação de Delaunay. Este procedimento limita a aplicação da assembleia ao estudo de problemas com pequenos deslocamentos das partículas. Na Figura 4.26 é apresentado o histograma polar de contactos.

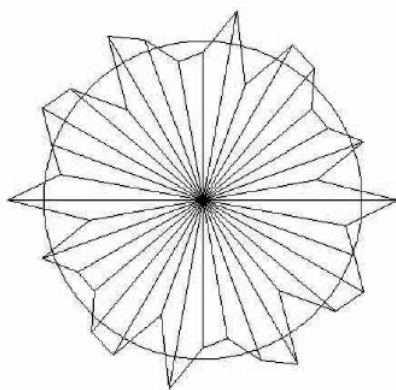


Figura 4.26 – Histograma polar de contactos – Azevedo, N. M. (2003)

Azevedo, N. M. (2003) modificou ligeiramente este método, com a eliminação da aplicação da triangulação de Delaunay. O procedimento consiste em permitir que depois de não existir espaço para as macro-partículas crescerem sem sobreposição das partículas se possam colocar algumas partículas com sobreposição. De seguida, após definição das características das partículas, através de alguns ciclos de MED as partículas interagem até atingir o equilíbrio. Desta forma as macro-partículas ficam unidas por contactos criados

durante esta fase.

3 – Geração por curva granulométrica

Segundo este método o sistema é composto por partículas com dimensões variadas de acordo com a curva granulométrica estabelecida. Conhecendo o número de partículas total N , o número de partículas N_i de cada dimensão i (circulares ou esféricas), raio r_i^s , é definido da seguinte maneira:

$$N_i = \frac{P_i}{r_i^s P} N \quad (4.54)$$

$$P = \sum_{i=1}^{n_p} \frac{P_i}{r_i^s} \quad (4.55)$$

Em que P_i é a percentagem em massa de partículas i , n_p o número de dimensões diferentes de partículas e s um coeficiente de forma, 2 para círculos e 3 para esferas.

As partículas são geradas aleatoriamente no domínio definido segundo uma ordem decrescente de dimensão, sem que existam sobreposições. Desta forma o domínio terá de ser aumentado para que todas as partículas possam ser geradas. Posteriormente à fase da criação é necessário formar a rede de ligações, isto é, provocar contactos entre partículas. Existem diversas formas de executar esta tarefa. Os métodos de geração seguintes preocupam-se unicamente com esta fase do processo de geração da assembleia. Assim estes são válidos quer para uma assembleia de partículas de uma única dimensão ou dimensões variadas.

Este método foi utilizado na geração das assembleias das simulações efectuadas e apresentadas neste trabalho.

4 – Compressão isotrópica

No método da compressão isotrópica, apresentado por Cundall & Strack (1979), as partículas são colocadas em contacto umas com as outras através da imposição de movimentos de convergência de espaço devido ao movimento dos limites da assembleia. Assim através do movimento das paredes ou limites formados por partículas existe uma aproximação forçada das partículas no interior da assembleia. O procedimento termina quando a porosidade ou as tensões iniciais atingem um valor definido. Os coeficientes de atrito entre partículas são definidos para valores muito baixos ou nulos de modo a permitir o escorregamento das partículas e logo uma mais densa configuração. Após a geração da assembleia os valores dos coeficientes de atrito são definidos com os valores normais de modo a permitir uma mais eficiente transmissão das forças. Desta forma o método é capaz de gerar assembleias compactas com eficácia, no entanto alguns autores indicam como desvantagens a compactação a diferentes velocidades na assembleia, originando uma assembleia não homogénea, uma convergência para o equilíbrio mais lenta devido à propagação dos distúrbios ao longo do domínio e a perda dos limites definidos inicialmente.

Quando o objectivo é formar assembleias pouco compactas, este método apresenta resultados pouco satisfatórios. Devido ao movimento das paredes existe compactação junto a estas enquanto no interior da

assembleia podem ficar sem qualquer contacto, tal como é ilustrado na Figura 4.27.

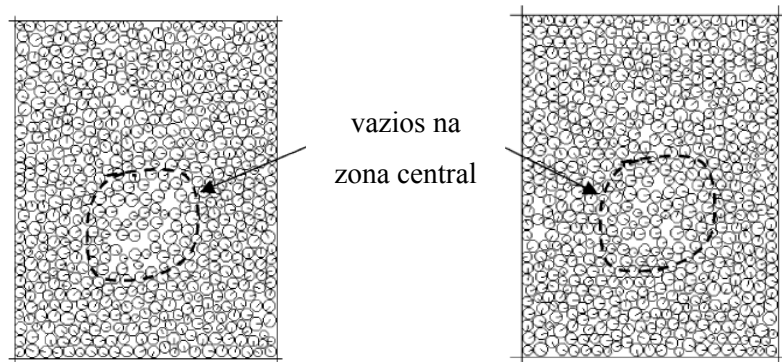


Figura 4.27 – Espécime formado por compressão isotrópica – Jiang *et al.* (2003)

Jiang *et al.* (2003) referem que alguns autores apresentam como solução a definição de coeficientes de atrito parede-partículas, geralmente nulos, com valores iguais aos dos contactos entre partículas. No entanto, segundo as simulações conduzidas pelo autor os resultados apresentam uma variabilidade ainda maior. Na Figura 4.28 apresentam-se os resultados obtidos, podendo verificar-se que a variabilidade horizontal da porosidade é maior no caso em que considera atrito parede-partículas e a variabilidade vertical é semelhante nos dois casos.

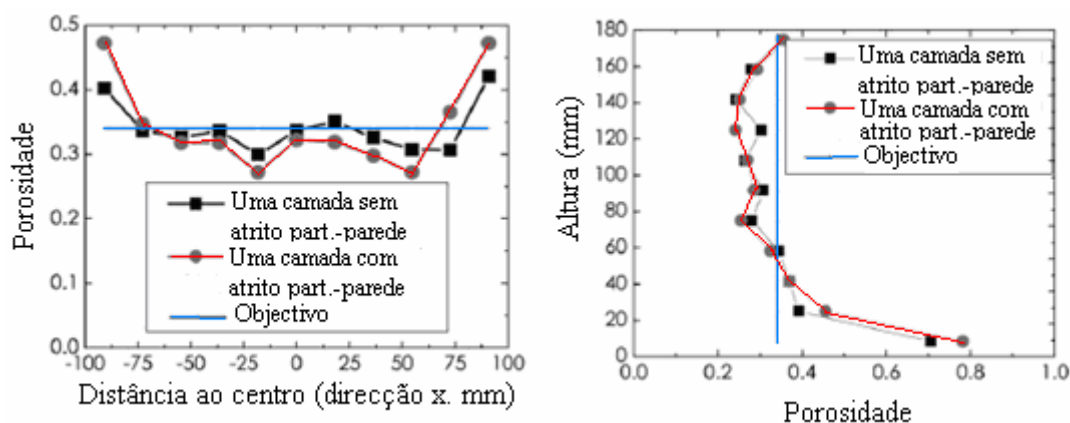


Figura 4.28 – Variação horizontal e vertical da porosidade nas assembleias formadas com e sem atrito nas paredes –Jiang *et al.* (2003)

5 – Gravidade

Um outro método consiste em deixar as partículas assentar devido à acção da gravidade, como se de chuva se tratasse. As partículas após serem geradas estão como que a flutuar, no entanto se for activada a acção da gravidade começam a descer até atingirem uma posição de equilíbrio. Na Figura 4.29 apresenta-se um exemplo, em que à esquerda é ilustrado o estado inicial da assembleia e à direita o estado final de equilíbrio. Esta é metodologia aconselhada para assembleias de elevada porosidade. No entanto, Cheng *et al.* (2000) referem que gera assembleias não homogéneas, o que é superado pela geração de um maior número de partículas que o torna computacionalmente ineficiente. Outro problema adicional é a formação de assembleias com limites não regulares, uma vez que o limite superior é definido pela forma como as partículas atingem a posição de equilíbrio.

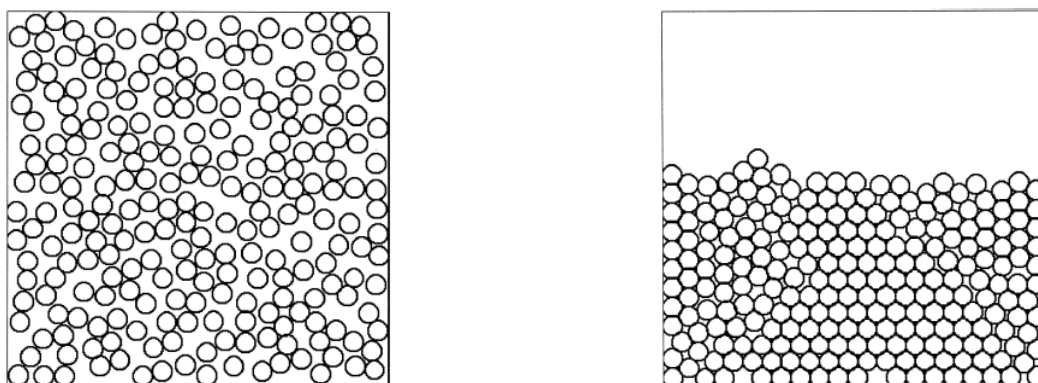


Figura 4.29 – Após geração das partículas (esquerda) e após compactação por gravidade (direita) – Cheng *et al.* (2000)

6 – Expansão do raio

Com o objectivo de reduzir ou eliminar as desvantagens do método anterior, Itasca.Consulting.Group (2004), e muitos outros autores, propõem um método diferente que consiste em gerar as partículas com uma dimensão inferior e de seguida aumentar essas dimensões deixando que as partículas se reorientem até atingir o equilíbrio. Desta forma é possível gerar todas as partículas pretendidas no volume da assembleia definido, ao contrário do método anterior, mantendo a restrição de não haver sobreposições após a geração. Após o aumento das dimensões, raio em partículas circulares ou esféricas, existem sobreposições que são diminuídas durante os ciclos de MED em que as partículas interagem até atingir o equilíbrio. Quanto mais baixos forem os valores definidos dos coeficientes de atrito mais compacta será a assembleia final, no entanto o tempo de cálculo será maior até ao equilíbrio. Consoante os objectivos de porosidade e tensões iniciais instaladas na assembleia, o utilizador pode ajustar o aumento do raio de modo a afinar estes parâmetros.

A metodologia corrente é aumentar as dimensões das partículas na mesma proporção, embora este procedimento altere a graduação das partículas da assembleia. Azevedo, N. M. (2003) propõe uma alternativa para definir o aumento do raio das partículas, mantendo a razão entre as partículas maiores e menores.

7 – Multi-camada

Um método alternativo para geração de assembleias de forma rectangular ou em paralelepípedos é referido em Jiang *et al.* (2003) e por este melhorada. O método foi concebido para formar assembleias pouco compactas no estudo de problemas de solos não saturados. A versão inicial parte do método de compactação por movimento das paredes e divide-o em várias etapas. Em vez de uma fase de geração de todas as partículas e depois uma de compactação das mesmas por movimentos das paredes limites, neste método este procedimento é executado mais que uma vez. O objectivo é aumentar a homogeneidade da porosidade na assembleia. No método referido apenas a parede de confinamento superior é movimentada. Na Figura 4.30 ilustra-se a formação de uma assembleia em duas camadas e na Figura 4.31 a variabilidade horizontal e vertical da porosidade no caso da formação com uma ou duas camadas.

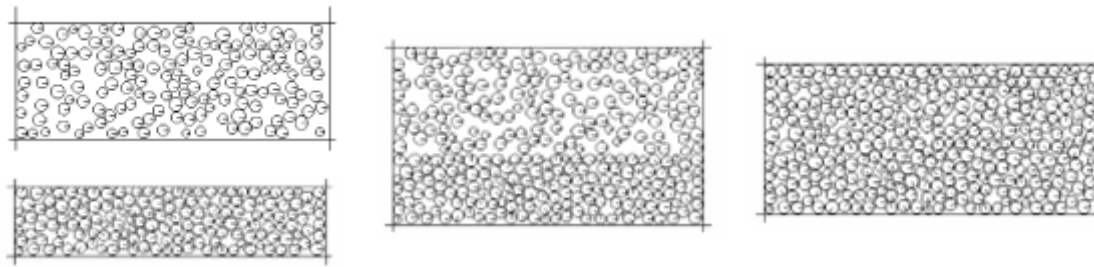


Figura 4.30 – Procedimento da geração de assembleia em 2 camadas – Jiang *et al.* (2003)

Os resultados indicam uma menor variabilidade para a geração em duas camadas. Na Figura 4.31 pode constatar-se que apesar da melhoria da homogeneidade da porosidade em termos verticais, não existe melhoria em termos horizontais o que se explica pelo processo ser semelhante nos dois casos em termos horizontais. Este método apresenta uma porosidade bastante mais elevada na parte superior do provete, pois algoritmo foi programado para parar o movimento da parede quando a porosidade pretendida é atingida para a globalidade do provete. Segundo Jiang *et al.* (2003), isto resulta de uma transferência da energia da compactação da segunda camada para a parte inferior do provete (primeira camada), resultando numa menor porosidade na parte inferior. De forma a reduzir este efeito propõem uma modificação a este método, semelhante ao método citado de Ladd para amostras reais, a introdução um factor de subcompactação nas camadas para ter em conta a transferência de energia. A porosidade da camada i , n_i , passa a ser um valor intermédio entre a porosidade n_{i-1} e a porosidade n pretendida para a assembleia.

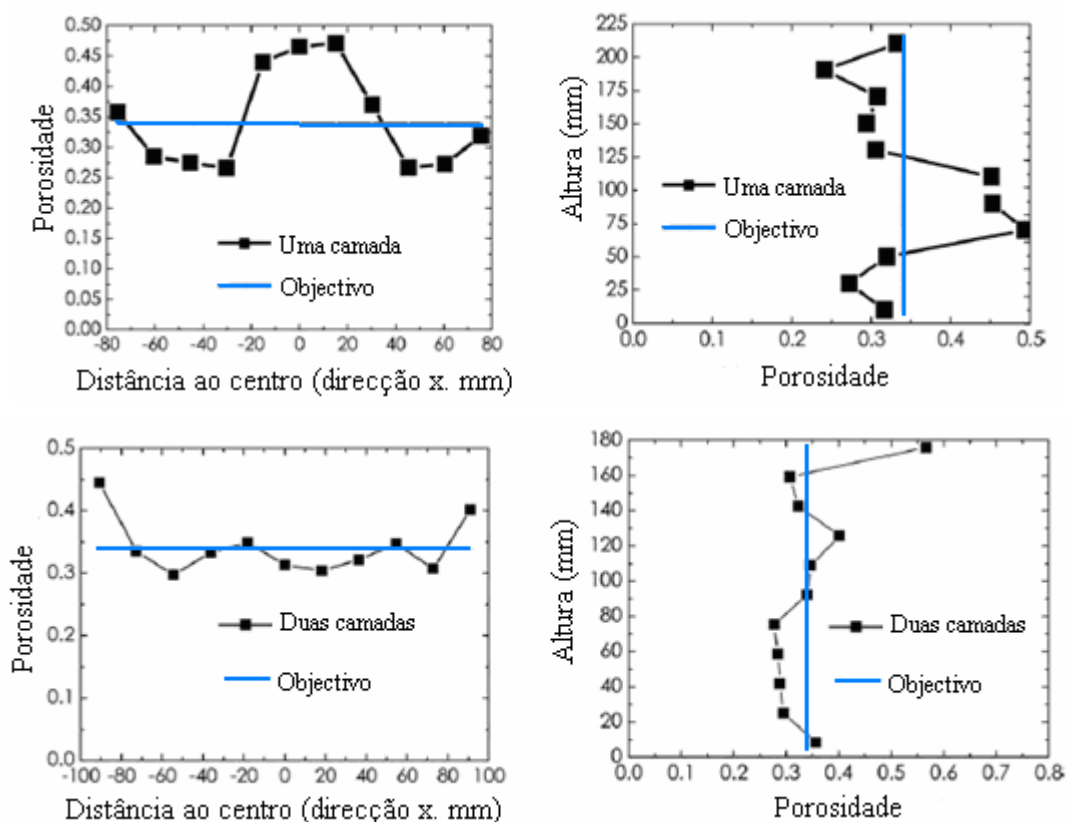


Figura 4.31 – Comparação da dispersão da porosidade com 1 e 2 camadas durante a geração da assembleia – Jiang *et al.* (2003)

Para evitar recorrer ao método da tentativa e erro, Jiang *et al.* (2003) analisaram várias expressões analíticas para a variação da subcompactação ao longo das camadas. A primeira expressão, proposta por Ladd, define uma variação linear da subcompactação em cada camada.

$$\frac{U_i}{U_0} = 1 - \frac{i-1}{N-1} \quad (4.56)$$

Em que U_i é a subcompactação da camada i , U_0 a subcompactação da camada inferior e N o número de camadas totais.

Jiang *et al.* (2003) criticam esta formulação por dois motivos. O primeiro é a impossibilidade de medição em laboratório de U_i pois segundo este método não se sabe qual a porosidade média do provete e o segundo motivo é um significado físico pouco claro. De modo a suprimir estes defeitos, os autores analisaram duas expressões de variação da subcompactação mas em que a subcompactação é definida para a média do provete após cada uma das camadas e não para cada camada que é colocada.

$$\frac{\bar{U}_i}{\bar{U}_0} = 1 - \frac{i-1}{N-1} \quad (4.57)$$

$$\frac{\bar{U}_i}{\bar{U}_0} = 1 - \left(\frac{i-1}{N-1} \right)^2 \quad (4.58)$$

Em que:

- $\bar{U}_i$ – subcompactação média do provete após colocação da camada i
- $\bar{U}_0$ – subcompactação média do provete após colocação da camada inferior
- i – número da camada
- N – número de camadas totais

Na Figura 4.32 é apresentada a variação da subcompactação média do provete após cada uma das camadas, em relação à subcompactação definida para a camada inferior.

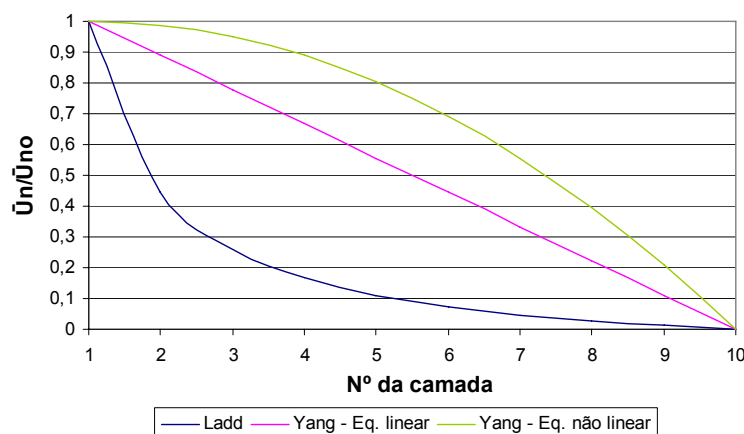


Figura 4.32 – Comparação de diferentes relações para a variação da subcompactação

Da comparação dos resultados da variação da porosidade ao longo do provete após geração da assembleia com a subcompactação definida pelas três expressões anteriores, concluiu que é a expressão não linear que consegue maior homogeneidade no provete, embora a diferença não seja muito elevada entre as várias expressões.

4.4.2 Análise do processo de geração para a modelação da compactação de misturas betuminosas

Durante o processo de compactação, as misturas betuminosas podem ser materializadas por uma assembleia porosa de partículas de mastique e de agregado, de diversas dimensões, que se vão aproximando no sentido de uma estrutura mais compacta. Assim, dos métodos de geração de assembleias apresentados no ponto anterior foram seleccionados, como potencialmente mais adequados para o caso em estudo, o método de formação das partículas por curva granulométrica e de compactação da assembleia por gravidade e multi-camada, com e sem subcompactação.

Para a análise dos métodos, foram definidos os seguintes critérios de controlo de qualidade:

- Porosidade semelhante nos provetes moldados e na assembleia;
- Homogeneidade da porosidade e do nº médio de contactos por partícula;
- Histograma polar dos contactos;
- Tensões instaladas quase nulas;
- Inexistência de partículas flutuantes.

Uma característica fundamental de avaliação de qualquer procedimento genérico de fabrico de um material é a homogeneidade, a qual pode ser analisada relativamente a um número indeterminado de propriedades. Num processo de compactação, a porosidade ou grau de compactação é a característica que é directamente afectada pelo procedimento. Assim, também no processo de geração das assembleias a utilizar nas simulações é pretendido que estas apresentem uma baixa heterogeneidade da porosidade. A medição da porosidade no PFC2D, rácio de áreas e não de volumes, é efectuada para círculos de medição de raio e posição definidas. A variabilidade da porosidade varia de acordo com a relação entre dimensão do círculo de medição e as partículas, podendo ser ampliada ou reduzida. No trabalho a quando da discussão dos métodos de geração de assembleias será apresentada uma breve análise sobre as dimensões mais adequadas dos círculos de medição.

Em concordância com o descrito anteriormente, a rede de contactos inicial determina grandemente o comportamento mecânico durante o carregamento. Desta forma vários autores consideram fundamental identificar possíveis “partículas flutuantes”, partículas com baixo número de contactos com as partículas circundantes. Em simulações “quase estáticas” as partículas nestas condições são equivalentes a vazios na assembleia pois não se apresentam habilitadas à correcta transmissão dos esforços. O critério para a sua identificação depende do autor. Azevedo, N. M. (2003) e Lee (2006) consideram uma partícula flutuante quando apresenta, respectivamente, menos que 3 e 4 contactos. Quanto ao método de eliminação ambos os autores utilizam a expansão do raio seguida de reorientação das partículas durante alguns ciclos de MED. Neste trabalho, simulação dinâmica, é pretendido que as partículas apresentem mobilidade durante a simulação mas por outro lado não se pretende partículas que não interajam com as partículas circundantes. Assim serão identificadas como partículas flutuantes as que não apresentarem qualquer contacto.

No trabalho que é apresentado, apenas se considerou partículas circulares e por isso variar a dimensão equivale a variar o raio/diâmetro. Tal como foi indicado anteriormente, a geração de assembleias com partículas de formas irregulares, mais próximo da realidade, é possível ser aplicado no PFC2D através da função CLUMP que liga as partículas através de ligações inquebráveis. You (2003) aplicou este procedimento para gerar provetes a partir de imagens fotográficas, situação que não é exequível neste trabalho. Durante a compactação o provete não apresenta condições para ser serrado, fotografado, compactado e no final novamente fotografado. Esta técnica é adequada se for possível modelar um provete a testar laboratorialmente e comparar no final com os resultados numéricos.

Relativamente à formação das partículas, o método de curva granulométrica determina o número de partículas de cada dimensão (circulares ou esféricas) com base na curva granulométrica dos materiais a simular, para um número total de partículas N .

A curva granulométrica de um provete tridimensional não é necessariamente igual ao equivalente de um corte vertical do mesmo provete. Não é possível saber à partida qual a dimensão de todas as partículas que são visíveis na face do corte de um provete.

Schlangen (1993) no estudo da simulação do fendilhamento de betão hidráulico recorreu à função de probabilidade, proposta por Walraven, para a distribuição de partículas circulares numa secção transversal de um provete de betão, cujos agregados respeitam a curva granulométrica de Fuller. A função P_c representa a probabilidade de um ponto arbitrário da secção estar localizado num círculo com diâmetro $D < D_0$.

$$P_c(D < D_0) = P_k (1.455 \times D_0^{0.5} \times D_{\max}^{-0.5} - 0.5 \times D_0^2 \times D_{\max}^{-2} + 0.036 \times D_0^4 \times D_{\max}^{-4} + 0.006 \times D_0^6 \times D_{\max}^{-6} + 0.002 \times D_0^8 \times D_{\max}^{-8} + 0.001 \times D_0^{10} \times D_{\max}^{-10}) \quad (4.59)$$

Em que P_k é o rácio volumétrico de agregados no betão e $D_{\max}$ a máxima dimensão do agregado (16 mm).

A equação (4.60) descreve a curva de Fuller em que p representa a percentagem em massa que passa no peneiro de abertura D e $D_{\max}$ o diâmetro da maior partícula de agregado.

$$p = 100 \sqrt{\frac{D}{D_{\max}}} \quad (4.60)$$

O método alternativo, designado neste trabalho por “volumétrico”, conjuga a distribuição do método da curva granulométrica com igual rácio de volumes no provete e de áreas no corte transversal do provete, o qual é defendido por Underwood para qualquer material anisotrópico, citado em Masad *et al.* (1999). Desta forma é possível determinar a área a atribuir a cada um das fases presentes (mastique, agregados e vazios).

Uma vez que a equação (4.59) é específica para uma determinada curva granulométrica decidiu-se verificar se a mistura de agregados podia ser utilizada para uma mistura betuminosa que respeitasse os cadernos de encargos de materiais mais utilizados em Portugal, APORBET (1998) e JAE (1998), bem como a norma

EN13108. Na Figura 4.33 ilustra-se as diversas curvas granulométricas, as quais permitem concluir que a curva de Fuller é passível de ser utilizada na formulação de um betão betuminoso 0/16 mm em camada de desgaste. Desta forma ficou estabelecida a primeira mistura betuminosa a utilizar no trabalho.

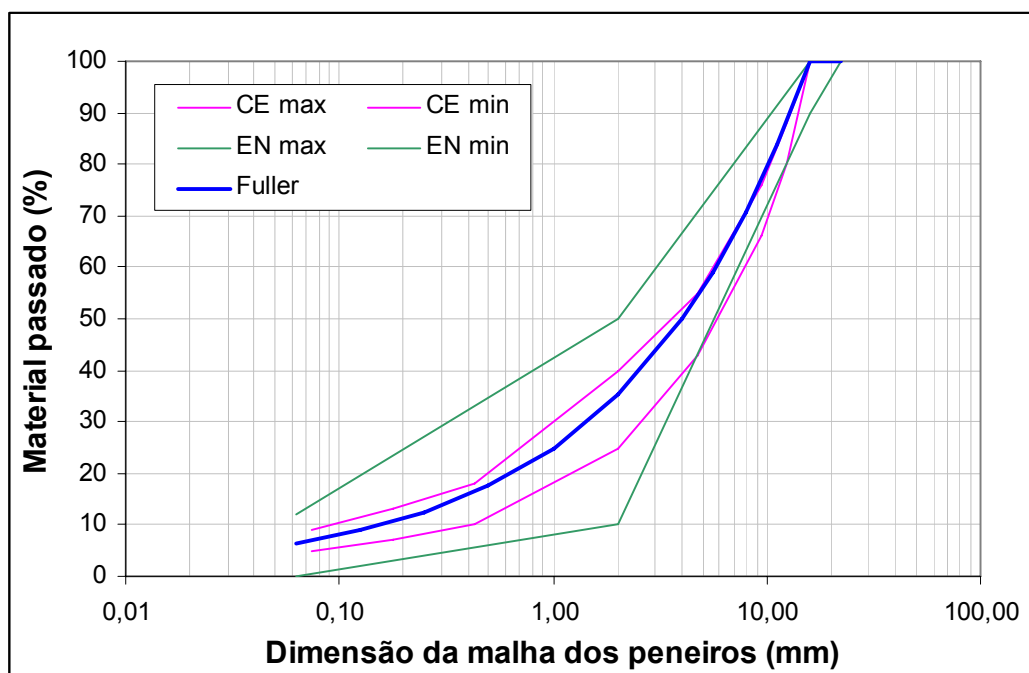


Figura 4.33 – Comparação da curva granulométrica de Fuller com os fusos normativos, mistura 0/16 mm

A mistura betuminosa, betão betuminoso 0/16 mm (BB 0/16), foi formulada de acordo com o método tradicional de Marshall, tendo sido incorporado betume 50/70 por ser o mais utilizado em Portugal. A Figura 4.34 e a Tabela 4.1 mostram a combinação das várias fracções de agregado, de modo a obter a curva granulométrica da mistura betuminosa pretendida, isto é, próxima da curva teórica de Fuller.

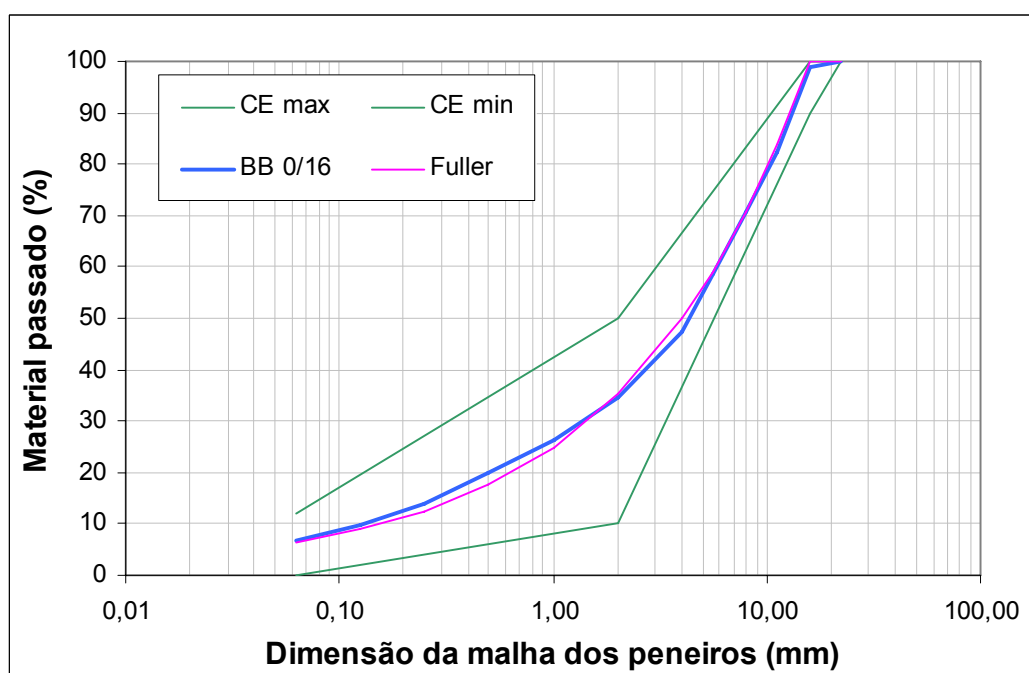


Figura 4.34 – Curva granulométrica da mistura betuminosa – BB 0/16

Peneiros mm	Composição da mistura (% passados)							Curva Fuller
	Fuso EN13108-1		32,0% Brita	22,0% Gravilha	43,0% Areia	3,0% Filer	Mistura obtida	
22,400	100	100	100	100	100	100	100	100
16,000	100	90	97	100	100	100	99	100
11,200			46	99	100	100	83	84
8,000			13	94	100	100	71	71
5,600			3	53	100	100	59	59
4,000			2	11	96	100	47	50
2,000	50	10	2	4	71	100	35	35
1,000			2	3	52	100	26	25
0,500			2	2	37	100	20	18
0,250			2	2	24	92	14	13
0,125			1	2	15	78	10	9
0,063	12	0,0	1	2	9	62	7	6

Tabela 4.1 – Curva granulométrica da mistura betuminosa – BB 0/16

A curva obtida não é exactamente igual à curva pretendida, objectivo impossível para os vários materiais produzidos na pedreira fornecedora. A imposição da formulação da mistura betuminosa com estes materiais está relacionada com a execução do trecho de ensaio descrito no Capítulo 5. Na Tabela 4.2 são apresentadas as características da mistura formulada (informação completa no Anexo A).

Betume (%)	Baridade (g/cm ³)	Baridade max. teórica (g/ cm ³)	Porosidade (%)	Percentagem volumétrica de betume (%)	VMA (%)	Grau de saturação (%)
5	2,38	2,49	4,3	11,4	15,7	73

Tabela 4.2 – Características da mistura betuminosa formulada – BB 0/16

Após formulação da mistura betuminosa é necessário determinar as características da assembleia no estado inicial, o qual se pretende reproduzir na fase de geração da assembleia. Como o objectivo da modelação é o estudo da compactação de misturas betuminosas, o estado inicial terá de apresentar uma elevada porosidade ou de outra forma um baixo grau de compactação. O grau de compactação deverá aumentar com o procedimento de compactação seleccionado, a simular na fase de *cálculo* (Figura 4.21). Assim o estado inicial foi considerado como o estado da mistura após colocação no molde e antes da execução do procedimento de compactação laboratorial. A mistura betuminosa foi fabricada e colocada no molde Marshall (mais a alonga), preenchendo o volume total sem recorrer a qualquer compactação. No dia seguinte os provetes foram desmoldados e medida a baridade de acordo com a norma ASTM D 1559, com utilização de parafina devido à elevada porosidade, de modo a determinar as proporções volumétricas dos elementos da mistura betuminosa no estado não compactado. Os resultados de caracterização dos provetes são apresentados na Tabela 4.3.

P _b	Percentagem de Betume	5,0
ρ	Baridade (g/cm ³)	1,95
ρ _{max}	Massa Volúmica Teórica (g/cm ³)	2,49
$n = (\rho_{max} - \rho) / \rho_{max} \times 100$	Porosidade (%)	21,9
$v_b = \rho \times P_b / P_b$	Percentagem volumétrica de betume	9,3
VMA = n + v _b	Vazios da Mistura de Agregados (%)	31,2
$S_{ht} = v_b / VMA \times 100$	Grau de saturação em betume (%)	29,9

Tabela 4.3 – Resultados experimentais da mistura BB 0/16 mm não compactada



Figura 4.35 – Provetes moldados em laboratório

A distribuição de partículas pelos dois métodos para a mistura betuminosa formulada, considerando os dados referentes à curva granulométrica e ao estado inicial, é indicada na Tabela 4.4 (método proposto por Walraven) e na Tabela 4.5 (método “volumétrico”).

Agregado	Diâmetros	Fuller	Walraven		Area	A partícula	Nº part.	Nº part.
	mm	%	P		m2	m2		
	16,00	100,00	68,80					
	11,20	83,00	67,55	1,25	0,00018264	0,00009852	1,85	2
	8,00	71,00	62,35	5,20	0,00076044	0,00005027	15,13	15
	5,60	59,00	55,05	7,30	0,00106668	0,00002463	43,31	43
	4,00	47,00	47,91	7,13	0,00104253	0,00001257	82,96	83
	2,00	35,00	34,86	13,06	0,00190789	0,00000314	607,30	607
Mastique	0,50				0,00645218	0,00000020	32860,69	32861
Total							33611	

Tabela 4.4 – Determinação do número de partículas com a função de probabilidade de Walraven

Agregado	Diâmetros	Fuller			Area	A partícula	Nº part.	Nº part.
	mm	%			m2	m2		
	16,00	100,00	0,00					
	11,20	83,00	17,00		0,00170908	0,00009852	17,35	17
	8,00	71,00	12,00		0,00120641	0,00005027	24,00	24
	5,60	59,00	12,00		0,00120641	0,00002463	48,98	49
	4,00	47,00	12,00		0,00120641	0,00001257	96,00	96
	2,00	35,00	12,00		0,00120641	0,00000314	384,01	384
Mastique	0,50				0,00487765	0,00000020	24841,68	24842
Total							25412	

Tabela 4.5 – Determinação do número de partículas com igual distribuição em área e volume

Neste caso apenas se consideraram dois tipos de elementos, agregados grossos e mastique betuminoso. O 2º método, distribuição igual em áreas e volumes, gera menos 24 % de partículas.

Recordando o apresentado no Capítulo 2, as misturas betuminosas são constituídas por três elementos diferentes: agregados, betume e ar. Cada um dos elementos desempenha diversas funções quer durante o fabrico como em serviço, que no caso dos agregados depende da sua dimensão. Deste modo, a influência dos

agregados finos é diferente da dos agregados grossos. São os agregados finos que se ligam ao betume formando um material que se designa por mastique betuminoso que por sua vez envolve os agregados grossos. Antigamente considerava-se como agregado fino o material que passa no peneiro 0,075 mm e ainda hoje os cadernos de encargos especificam relações ponderais de betume/filer. Recentemente este conceito evoluiu e considera-se que o mastique é composto por betume, filer e agregado menor que 2 mm, Silva (2005). O filer é diferenciado do agregado fino pois é um material que pelas suas características físicas e químicas pode alterar radicalmente o comportamento das misturas betuminosas, além de que muitas vezes é adquirido especificamente para melhorar determinadas propriedades. O mastique betuminoso envolve o agregado grosso e participa activamente no comportamento das misturas betuminosas.

Relativamente à modelação de misturas betuminosas com métodos de base discreta, pode verificar-se que vários autores recorrem a esta definição de mastique betuminoso, Sadd & Dai (2004), You & Buttlar (2004), Silva (2005).

Com base no apresentado parece lógico separar na modelação os agregados grossos do mastique betuminoso, os quais apresentam funções diferenciadas. No entanto falta determinar qual a dimensão das partículas de mastique betuminoso. Esta tem de ser especificada considerando por um lado os objectivos da simulação e por outro a exequibilidade (tempo de cálculo). O número de partículas no modelo é o parâmetro que mais influencia a duração de um ciclo de MED. Segundo Itasca.Consulting.Group (2004), o PFC2D necessita para a execução de 1000 ciclos MED por partícula, dos tempos apresentados na Tabela 4.6.

Processador do Computador	s/partícula/1000 ciclos
Athlon 1600 (1,3 GHz)	0,0074
Pentium III (500 MHz)	0,0086
Pentium II (450 MHz)	0,0093

Tabela 4.6 – Tempos de cálculo no PFC2D – Itasca.Consulting.Group (2004)

Com base nesta informação e um teste preliminar o PFC2D demora 0,0058 s/partícula/1000 ciclos num Pentium III (1,6GHz), o que perfaz 145 s/1000 ciclos para 25000 partículas. Este valor apresenta-se elevado uma vez que se pretende conduzir simulações durante várias centenas de milhares de ciclos. Com o dobro do diâmetro das partículas de mastique, 1 mm, o número de partículas reduz-se para os valores apresentados na Tabela 4.7.

	Diâmetros	Area	A partícula	Nº part.	Nº part.
	mm	m2	m2		
Mastique	1,00	0,00645218	0,00000079	8215,17	8215
Mastique	1,00	0,004877653	0,00000079	6210,42	6210

Tabela 4.7 – Determinação, para as mesmas condições do caso anterior, do número de partículas com um raio de 1 mm

A escolha da distribuição a utilizar recaiu na distribuição volumétrica porque não se conhecem dados que permitam decidir sobre uma das distribuições, a rapidez das simulações depende do número de partículas

envolvido e a distribuição de Walraven é limitada à granulometria dos agregados igual à distribuição de Fuller e dimensão máxima de 16 mm. Tal como referido anteriormente, neste trabalho estudaram-se várias misturas betuminosas diferentes em que apenas se podia recorrer à distribuição volumétrica.

Relativamente à avaliação da homogeneidade da porosidade nas assembleias, foi referido atrás que é necessário analisar primeiro quantos círculos de medição se devem utilizar. O elemento de avaliação é o desvio padrão, (4.61).

$$\sigma^2 = \frac{1}{m-1} \sum_{i=1}^m (e_i - e)^2 \quad (4.61)$$

Em que σ é o desvio padrão, m o número de círculos, e_i a porosidade do círculo i e e a porosidade do círculo central (maior círculo possível nos limites da assembleia).

Foram definidas três hipóteses, as quais são apresentadas na figura seguinte. A área total representa o corte transversal vertical do molde Marshall mais a alonga.

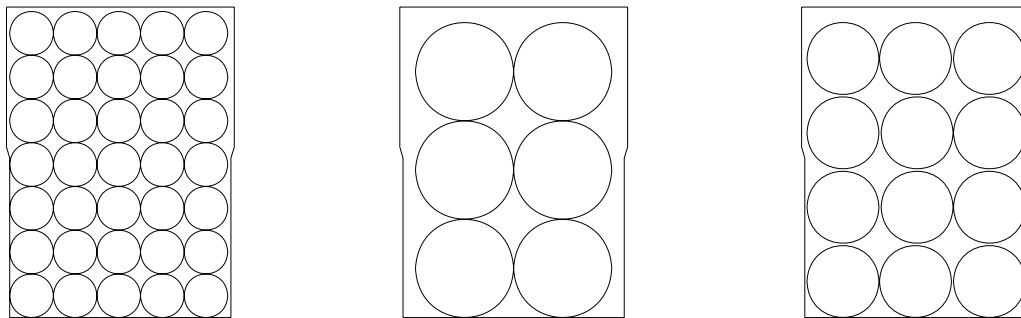


Figura 4.36 – Representação das 3 hipóteses de círculos de medição estudadas

Na Figura 4.37 são apresentados os gráficos da variação da porosidade percebida por cada uma das hipóteses. Foi utilizada como base a assembleia gerada por MC4 apresentada mais à frente. O desvio padrão da porosidade em cada caso é apresentado graficamente na Figura 4.38, tendo por referência o rácio de diâmetros da partícula média da assembleia (1,13 mm) e do círculo de medição de cada hipótese.

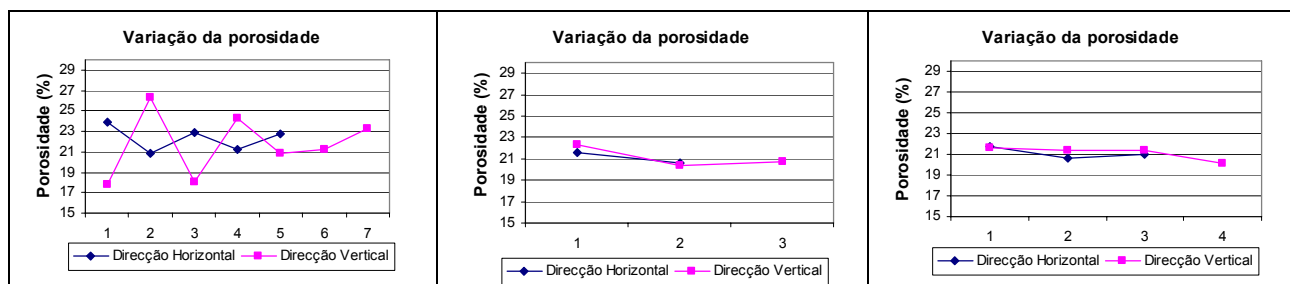


Figura 4.37 – Representação da variação da porosidade determinada em cada hipótese de círculos de medição

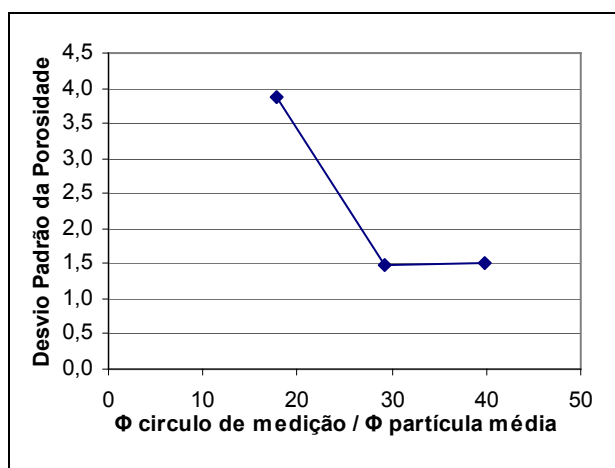


Figura 4.38 – Representação da relação entre a variabilidade da porosidade medida e o rácio de diâmetros partícula/círculo de medição

As figuras anteriores permitem concluir que a 3ª hipótese de medição, 12 círculos, é a que melhor combina a capacidade de medir as variações da porosidade no provete com o maior número de círculos possíveis.

Após a selecção do método de composição das partículas a utilizar nas simulações e a forma de avaliar a homogeneidade da porosidade na assembleia pode iniciar-se a selecção do procedimento da segunda fase do método de geração da assembleia inicial, que permite constituir a rede de contactos interpartículas inicial, respeitando os objectivos enunciados anteriormente. Foram assumidos valores correntes, de acordo com a bibliografia consultada e exposto na secção 4.6, para os parâmetros do modelo, válidos apenas durante esta fase, os quais se apresentam na Tabela 4.8. Os valores da rigidez do modelo de contacto (elástico linear), das partículas e das paredes, foram considerados iguais por simplicidade e devido à reduzida importância dos mesmos nesta fase.

Parâmetros	Paredes	Partículas
K^n – rigidez linear normal	10 MN/m	10 MN/m
k^s – rigidez linear de corte	10 MN/m	10 MN/m
μ – coeficiente de atrito	0 ou 0,25	2,0
Massa volúmica		Agregados – 2680 kg/m ³ Mastique – 2179 kg/m ³
Acção de gravidade	9,81 m/s ²	
Amortecimento	Local (partículas) – 0,7 Viscoso (contactos) – 0,2 (normal e de corte)	

Tabela 4.8 – Valores dos parâmetros utilizados nas simulações

De seguida são apresentados os resultados da geração da assembleia final com recurso a vários métodos.

I. Deposição por gravidade [GRAV]

Neste método as partículas formam contactos entre si através do movimento vertical por acção da gravidade. Na Figura 4.39 ilustram-se a assembleia gerada, a variação da porosidade no provete e o histograma de contactos. No histograma de contactos cada ponto representa uma direcção possível dos contactos, em que a distância ao centro traduz o rácio de número de contactos com essa direcção por número médio de contactos. Numa assembleia isotrópica os pontos encontram-se todos à mesma distância do centro (valor 1).

II. Multi-camada (2 camadas) [MC2]

Segundo este método as partículas são geradas em duas fases: na primeira fase criam-se metade das partículas que de seguida são compactadas pelo movimento da parede superior e na segunda fase repete-se o procedimento para a restante metade das partículas. Na Figura 4.40 ilustram-se a assembleia gerada, a variação da porosidade no provete e o histograma de contactos.

III. Multi-camada (4 camadas) [MC4]

Neste método é semelhante ao anterior, com a variação do número de fases/camadas em que se forma a assembleia. Na Figura 4.41 ilustram-se a assembleia gerada, a variação da porosidade no provete e o histograma de contactos.

IV. Multi-camada (4 camadas) com 10% de subcompactação [MC4-10]

Neste método em vez de se considerar a porosidade pretendida em cada uma das camadas igual à da assembleia final, considera-se uma porosidade maior de modo a suprimir o efeito de transferência de energia entre camadas. Foi assumida uma variação não linear da subcompactação em cada camada, (4.58), e subcompactação de 10% para a camada inicial. Na Figura 4.42 ilustram-se a assembleia gerada, a variação da porosidade no provete e o histograma de contactos.

V. Multi-camada (4 camadas) com 20% de subcompactação [MC4-20]

Este método foi efectuado tal como o anterior, havendo apenas um aumento da subcompactação da camada inicial. Na Figura 4.43 ilustram-se a assembleia gerada, a variação da porosidade no provete e o histograma de contactos.

Na Tabela 4.9 são apresentadas as características das assembleias geradas.

	GRAV	MC2	MC4	MC4-10	MC4-20
Porosidade média (%) (Lab. 21,9%)	16,9	20,9	21,0	21,3	20,8
Tensões (Pa) $\approx \begin{bmatrix} xx & xy \\ yx & yy \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} -10 & 0 \\ 0 & -11 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} -1242 & -134 \\ -144 & -2490 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} -5 & 2 \\ 2 & -25 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} -6151 & -62 \\ -45 & -8975 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} -19220 & 420 \\ 422 & 27360 \end{bmatrix}$
Nº de partículas Flutuantes (un)	0	1	0	6	16
Contactos por partícula (Fc ≠ 0)	1,32	0,51	0,23	0,82	1,06
Desvio padrão porosidade (σ)	1,91	4,95	1,48	5,48	8,02

Tabela 4.9 – Características das assembleias geradas

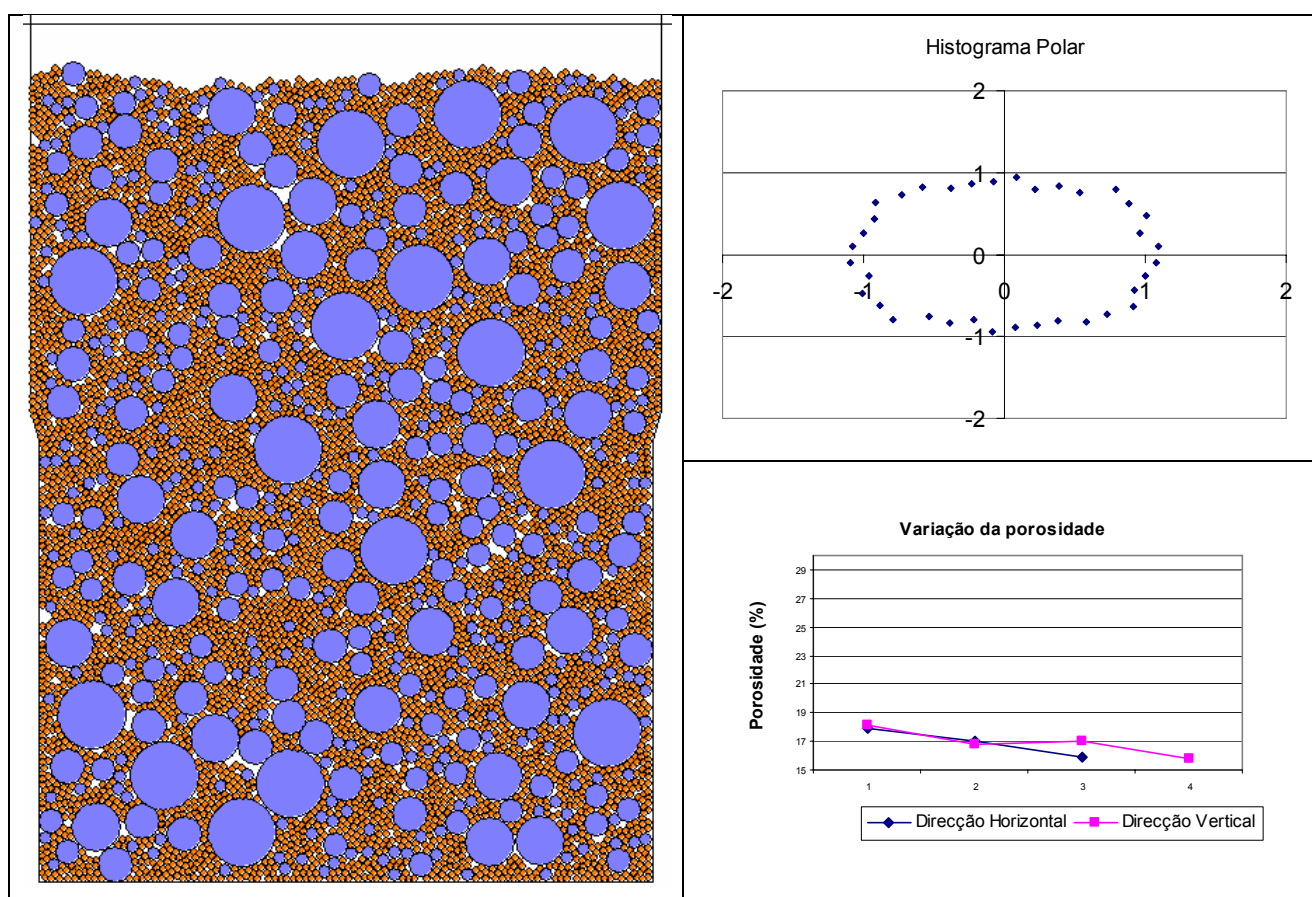


Figura 4.39 – Assembleia gerada pelo método de deposição por gravidade – [GRAV]

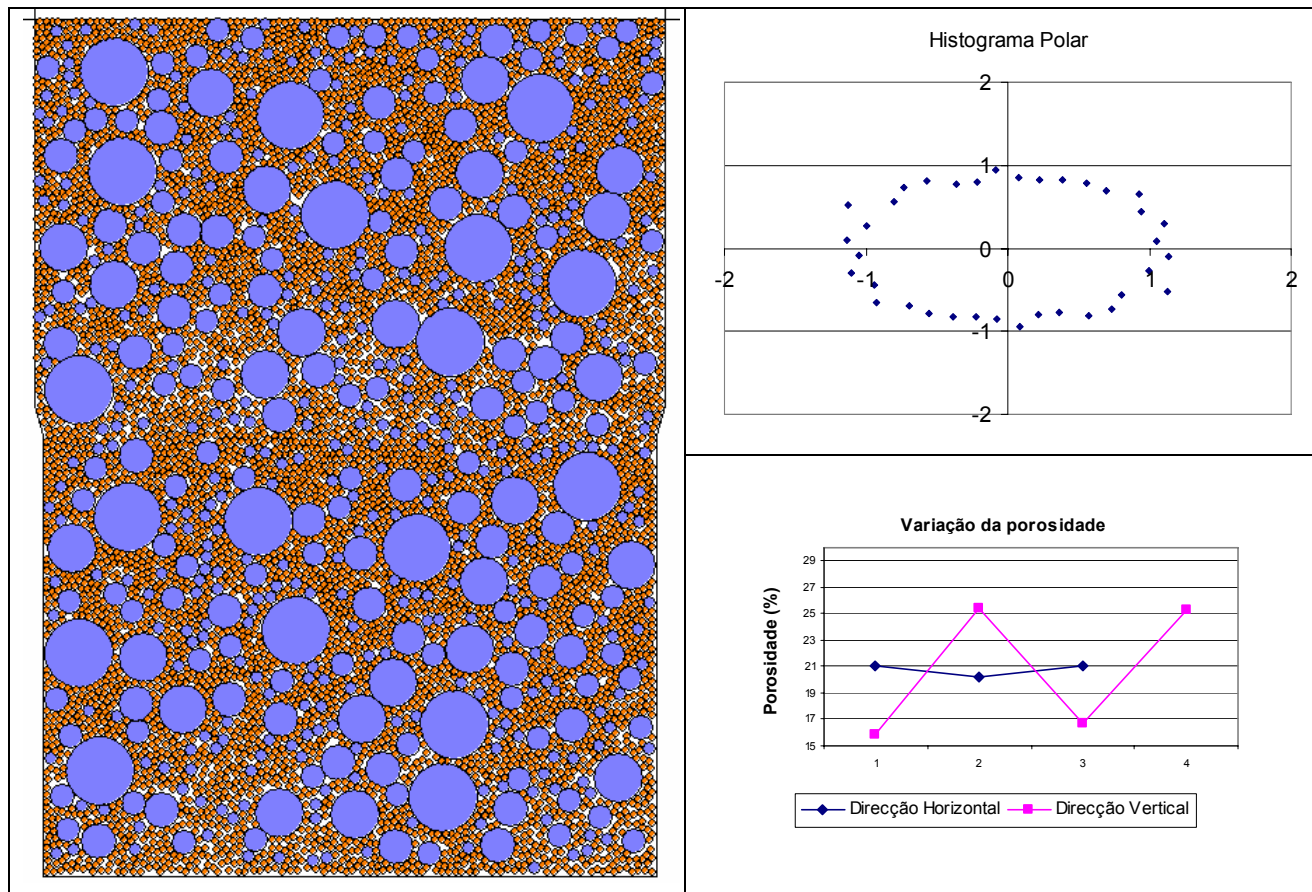


Figura 4.40 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (2 camadas) – [MC2]

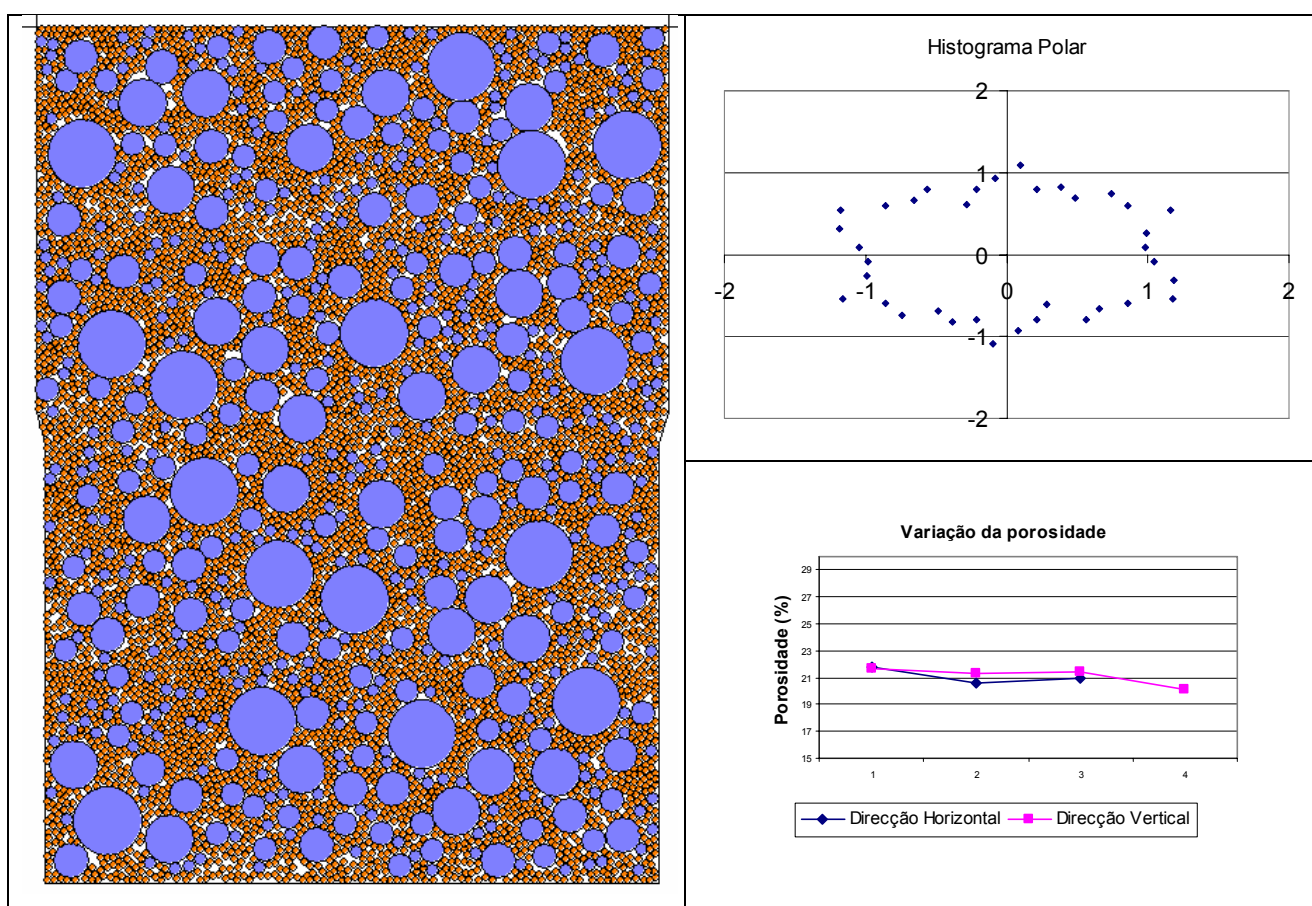


Figura 4.41 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (4 camadas) – [MC4]

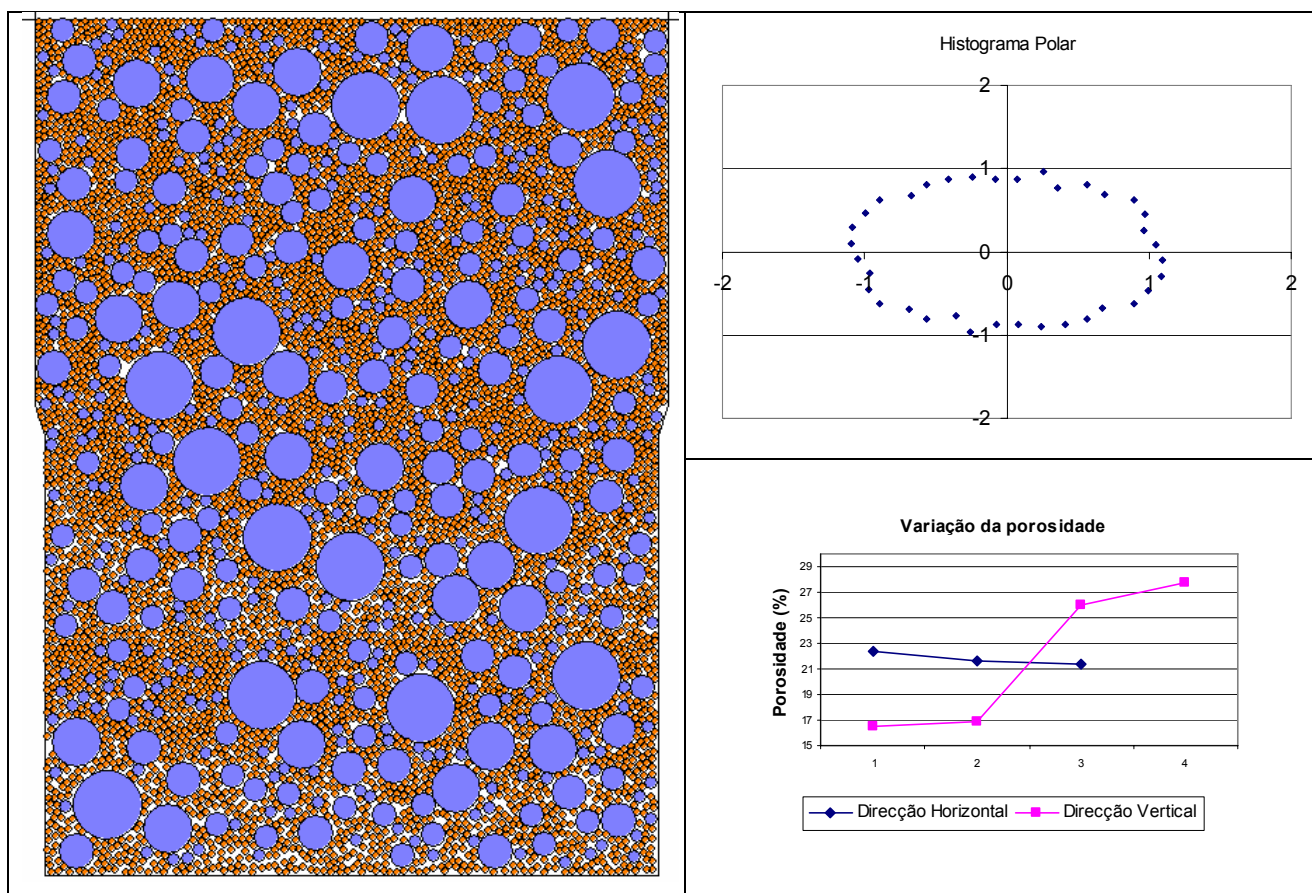


Figura 4.42 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (4 camadas) com 10% de subcompactação – [MC4-10]

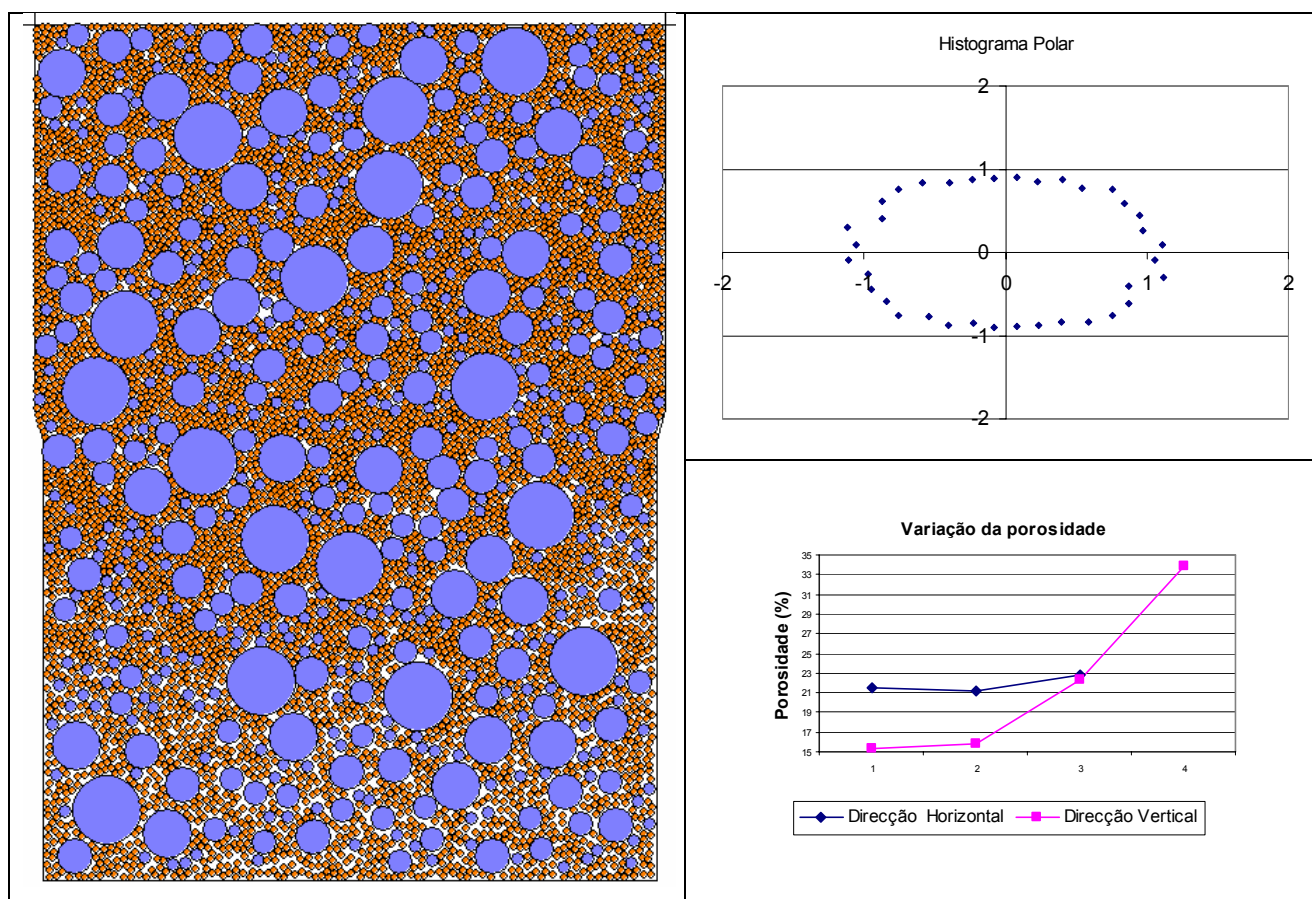


Figura 4.43 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (4 camadas) com 20% de subcompactação – [MC4-10]

Após a apresentação dos dados mais relevantes sobre cada uma das assembleias geradas procede-se de seguida à discussão destes, tendo por base os critérios de controlo de qualidade atrás referidos.

O primeiro ponto a referir é o tempo de cálculo necessário para cada um dos métodos, o qual é cerca de 4,5 dias para o método “GRAV” enquanto os restantes demoram cerca de 2 horas cada. Existe aqui a uma clara desvantagem do primeiro método relativamente aos outros.

Relativamente à porosidade, o “GRAV” apresenta uma porosidade bastante baixa e decrescente de cima para baixo e da esquerda para a direita. A variabilidade não é elevada. Além de outros factores, esta baixa porosidade está relacionada com facto de o algoritmo utilizado para a finalização da simulação prever a paragem apenas quando a assembleia apresenta uma variação da porosidade no tempo muito baixa, estado de equilíbrio, enquanto nos restantes o algoritmo interrompe a simulação quando a parede superior atinge a posição predefinida. Nos métodos de multi-camada a gravidade nunca esteve activa. Houve uma compactação exagerada que conduziu à diminuição da altura da assembleia. Desta forma se compreende que a assembleia de “GRAV” não tenha as dimensões exigidas.

Nas assembleias geradas por multi-camadas, 2 e 4 camadas, as assembleias apresentam porosidades médias próximas da pretendida e uma da outra. A variabilidade da porosidade na direcção horizontal é idêntica ao

contrário da direcção vertical no qual a assembleia de “MC2” apresenta uma variabilidade considerável. Pode constatar-se que na assembleia a parte inferior de cada uma das camadas apresenta uma porosidade muito maior que a parte superior. Com o movimento da placa apenas houve compactação na região junto a esta.

A introdução do factor de subcompactação, 10% e 20%, não trouxe melhorias consideráveis. A variabilidade horizontal continua baixa mas a vertical aumentou bastante, que se traduz no valor do desvio padrão da porosidade na assembleia. Verifica-se que a porosidade diminui em altura na assembleia. Ao contrário do defendido por Jiang *et al.* (2003), não existe o efeito de transferência de energia em camadas sucessivas. O aumento do valor da subcompactação é mesmo prejudicial, pois o aumento da diferença de compactação das camadas origina necessariamente uma maior compressão da parte superior de modo a todas as partículas estarem contidas na área definida do provete.

A variabilidade da porosidade pode ser constatada apenas pela visualização das imagens das assembleias.

Em termos de tensões na assembleia, com o “GRAV” e “MC4” as assembleias apresentam tensões residuais ao contrário das restantes. Principalmente nos 2 casos de subcompactação as tensões são muito elevadas. Segundo se pode verificar na figura seguinte, existem muitas forças de contacto (apenas compressão) e com valor elevado na parte superior do provete. O valor da força é proporcional à espessura da linha. A cor negra das linhas indica compressão e o vermelho tracção. Este efeito compreende-se devido ao movimento forçado das partículas a elevada velocidade na parte superior da assembleia, o qual origina uma aproximação grande entre as partículas, fomentado pela subcompactação introduzida nas camadas inferiores.

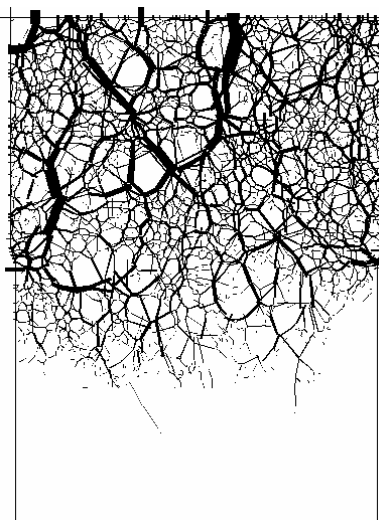


Figura 4.44 – Representação das forças de contacto na assembleia gerada por [MC4-20]

Na determinação do número de contactos médio por partícula apenas foram contabilizados os contactos activos (força de contacto diferente de zero) enquanto que na identificação de partículas flutuantes foram incluídos todos os contactos, independentemente do valor da força de contacto. Assim se compreende que o

número médio de contactos seja inferior a 1 e não existam partículas flutuantes (assembleia “MC4”).

O número de contactos por partícula está relacionado directamente com a porosidade, assim este é maior para a assembleia gerada por “GRAV”. Nas assembleias geradas com o factor de subcompactação este parâmetro é mais elevado do que nas situações em que não se utiliza, no entanto o número de partículas flutuantes é também maior. Estes factores conjugados revelam mais uma vez a variabilidade na assembleia. Na parte superior muitos contactos, forças elevadas e baixa porosidade enquanto na parte inferior sucede o oposto.

Relativamente aos histogramas polares dos contactos, com a excepção de “MC4”, é evidente que as direcções próximas da horizontal são preponderantes em todas as assembleias no entanto a diferença não é muito grande. “MC4-10” é o método que gerou a assembleia com uma distribuição da direcção dos contactos mais próxima da homogénea. No caso de “MC4”, a assembleia apresenta três direcções preferenciais claras (30°, 90° e 150°), para as quais não existem explicações.

O método de deposição por gravidade é exageradamente lento e apresenta uma porosidade baixa, enquanto o método da multi-camada (4) apresenta tensões baixas e porosidade perto do valor preconizado.

Perante todas as informações pode concluir-se que o método de multi-camada sem introdução de subcompactação se apresenta com maior potencial. No entanto, apresenta dois pontos negativos, o histograma polar com direcções preferenciais e um baixo número de contactos médio por partícula. Por outro lado, a assembleia nunca esteve sob acção do efeito da gravidade e não é de esperar que esteja em equilíbrio.

Deste modo, decidiu-se experimentar várias conjugações de métodos alternativos de modo a suprimir os defeitos existentes. O método que apresentou melhores resultados foi o que conjuga os métodos “MC4” e “GRAV”, de forma sequencial. Assim adoptou-se um novo método em que a assembleia é gerada e compactada inicialmente por “MC4” e de seguida é activada a acção da gravidade que vai “carregar” a assembleia até ao estado de equilíbrio. Adicionalmente e seguindo a indicação referida em Jiang *et al.* (2003), no qual outros autores aconselham a imposição de atrito partícula/parede durante a geração de assembleias de porosidade elevada, decidiu-se introduzir atrito partícula/parede ainda que num valor baixo (0,25). Na Tabela 4.10 e na Figura 4.45 apresentam-se os resultados deste novo método.

	Porosidade média (%) (Lab. – 21,9)	Tensões (Pa) $\begin{bmatrix} xx & xy \\ yx & yy \end{bmatrix}$	Nº de partículas Flutuantes (un)	Contactos por partícula (Fc ≠ 0)	Desvio padrão porosidade (σ)
MC4-F-GRAV	18,26	$\approx \begin{bmatrix} -1 & 0 \\ 0 & -2 \end{bmatrix}$	0	0,40	1,18

Tabela 4.10 – Características da assembleia gerada por [MC4-F-GRAV]

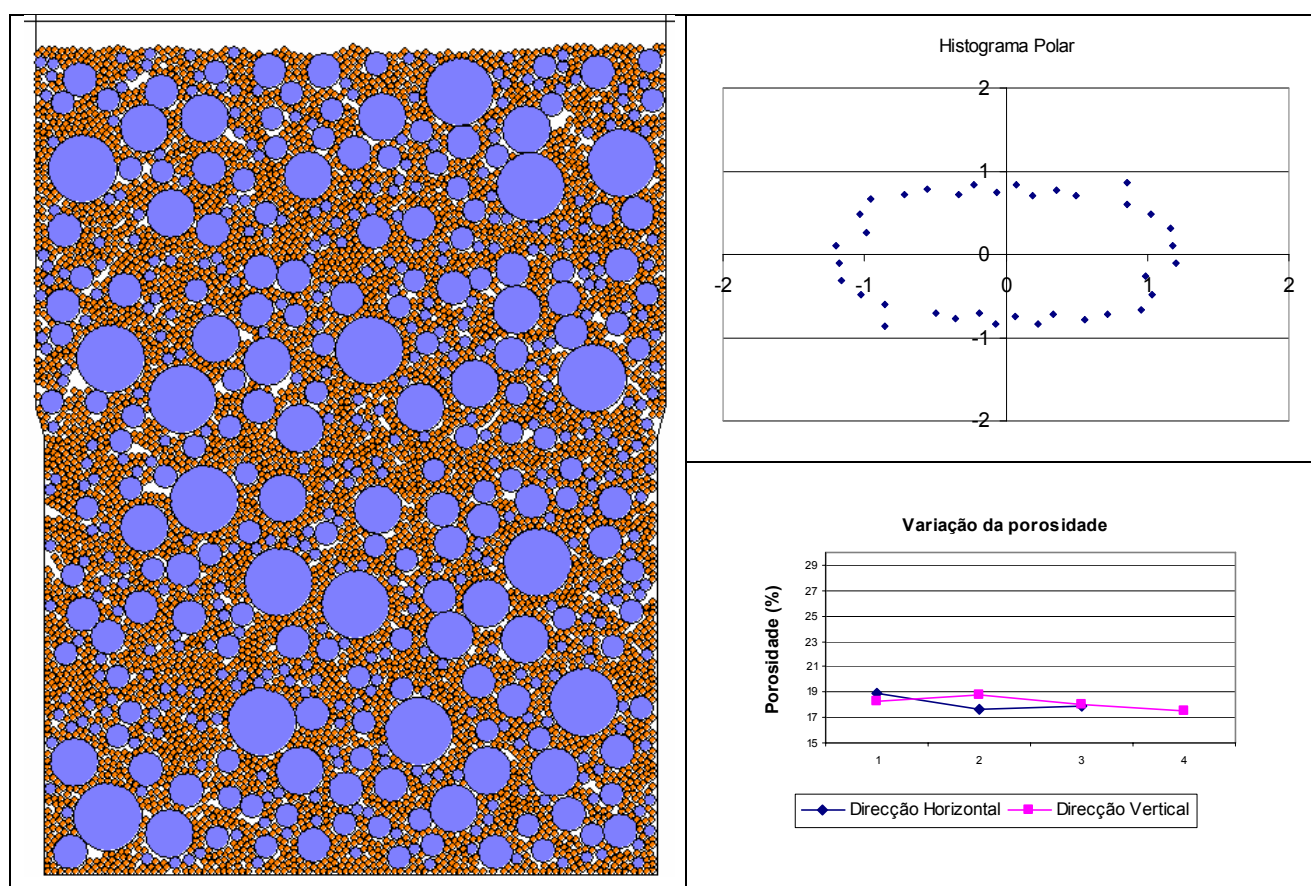


Figura 4.45 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (4 camadas) e acção da gravidade – [MC4-F-GRAV]

A assembleia gerada apresenta uma porosidade mais baixa do que o pretendido. Assim as dimensões do provete são inferiores às predefinidas, o que impõe a colocação de mais partículas de forma a preencher a área vazia na parte superior. Relativamente aos outros critérios de análise, esta apresenta uma muito baixa variabilidade da porosidade, tensões residuais e inexistência de partículas flutuantes. O número de contactos médio por partícula mantém-se baixo.

Um dos critérios de avaliação dos métodos de geração das assembleias é a homogeneidade da porosidade nos provetes. De modo a verificar este pressuposto os provetes moldados em laboratório foram cortados em duas partes de forma a medir a diferença de porosidade entre a parte inferior e superior dos provetes. Não se realizaram mais divisões nos provetes pois não apresentavam integridade estrutural para o corte. Na Figura 4.46 ilustram-se os resultados da medição da variabilidade da porosidade nos provetes de misturas betuminosas moldados. Os resultados demonstram inequivocamente que os provetes não são homogéneos. Os métodos de geração apresentados estão habilitados a produzir assembleias não homogéneas, no entanto não são as condições mais indicadas para a validação da modelação. A heterogeneidade do provete, a existir, obrigaria a um acompanhamento das várias zonas do provete o que se torna experimentalmente mais difícil. Por outro lado as assembleias heterogéneas não são estáveis à própria acção da gravidade.

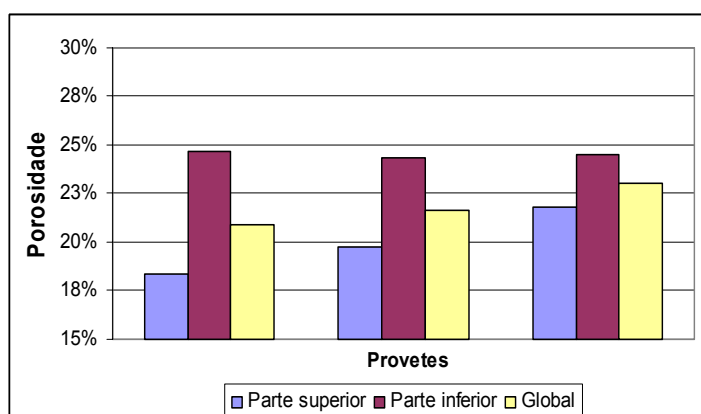


Figura 4.46 – Variabilidade da porosidade nos provetes moldados em laboratório sem compactação



Desta forma foram testados em laboratório outras formas de constituir os provetes antes do carregamento com objectivo de diminuir a porosidade global e a heterogeneidade. A primeira medida foi a diminuição da altura do provete, tal como se verifica na Figura 4.48, o que permite diminuir só por si a heterogeneidade. A segunda medida, a estudada, relaciona-se com a diminuição da porosidade global do provete de modo a aproximar das condições possíveis de formação da assembleia no PFC2D. No gráfico da Figura 4.47 ilustra-se as porosidades atingidas por várias soluções preconizadas.

	Porosidade (%)
Sem compactação (S/P)	22,1%
1 pancada (1P) (face superior)	19,8%
2 pancadas (2P-M/S) (meia altura e face superior)	17,6%
2 pancadas (2P-2C) (face superior)	15,1%

Tabela 4.11 – Porosidade dos provetes moldados segundo vários métodos

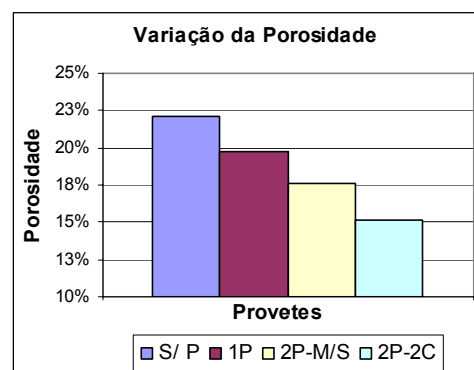


Figura 4.47 – Porosidade dos provetes moldados segundo vários métodos



Figura 4.48 – Provetes moldados em laboratório segundo vários métodos

O método seleccionado foi o “2P-M/S”, ou seja com aplicação de duas pancadas com o compactador Marshall, uma com metade da mistura colocada e outra com o provete totalmente preenchido. A escolha prende-se com o facto de os provetes moldados apresentarem uma porosidade próxima da exibida pela assembleia realizada pelo procedimento [MC4-F-GRAV].

A assembleia para as novas condições foi gerada da mesma forma que a anterior mas com apenas duas camadas devido à sua menor dimensão. No Anexo G pode ser consultado o ficheiro de entrada de dados no software PFC2D para a realização desta etapa. A Figura 4.49 e a Tabela 4.12 descrevem a assembleia.

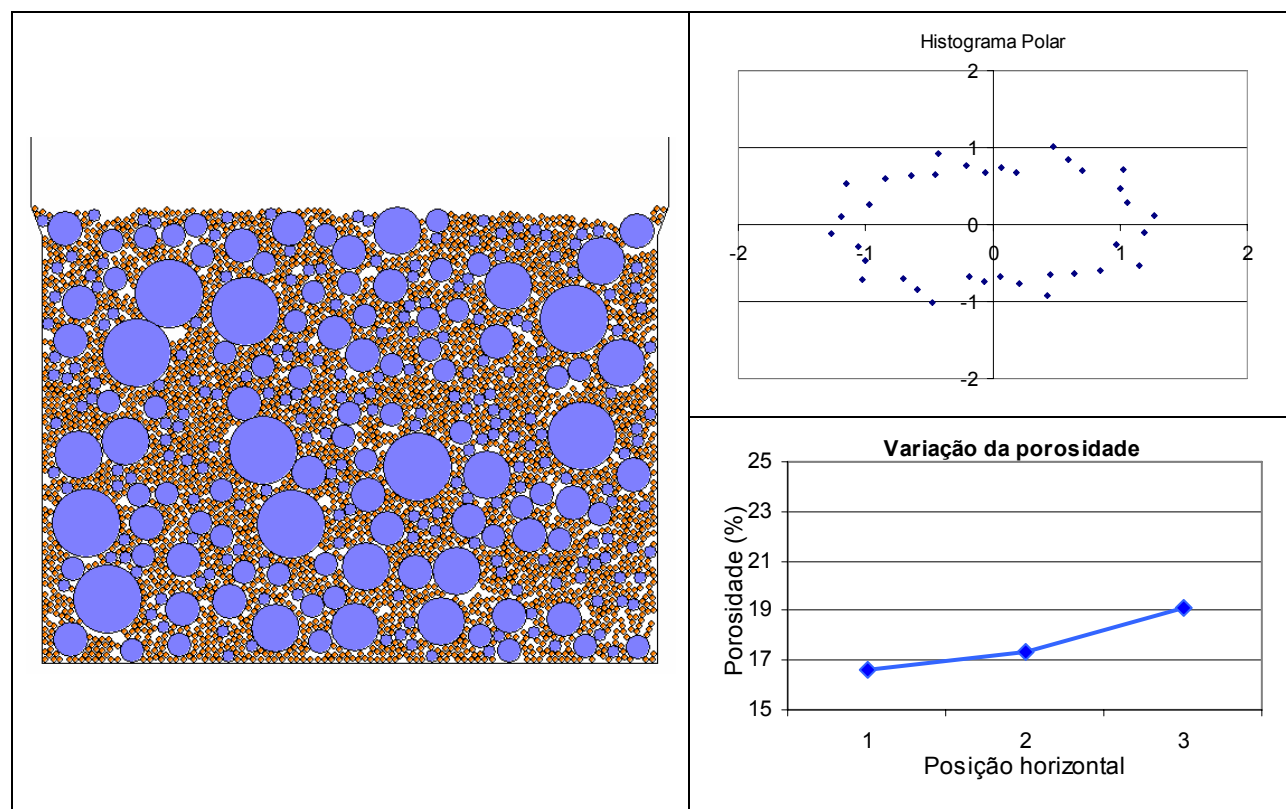


Figura 4.49 – Assembleia gerada pelo método de multi-camada (2 camadas) e acção da gravidade [MC2-F-GRAV]

	Porosidade média (%) (Lab. – 17.6)	Tensões (Pa) $\begin{bmatrix} xx & xy \\ yx & yy \end{bmatrix}$	Nº de partículas Flutuantes (un)	Contactos por partícula (Fc ≠ 0)	Desvio padrão porosidade (σ)
MC2-F-GRAV	17,95	$\approx \begin{bmatrix} -1 & 0 \\ 0 & -2 \end{bmatrix}$	0	0,56	1,35

Tabela 4.12 – Características da assembleia gerada por [MC2-F-GRAV]

A avaliação da variação da porosidade no provete foi efectuada com base em apenas três círculos de medição devido às menores dimensões da assembleia.

A assembleia gerada desta forma apresenta uma porosidade um pouco superior à pretendida, tensões residuais, baixa variabilidade da porosidade, um pequeno número de contactos médio por partícula e inexistência de partículas flutuantes. O histograma polar de contactos apresenta mais variabilidade do que o previsto, mantendo-se uma predominância das direcções mais próximas da horizontal. Ponderando todos os factores pode concluir-se que está habilitada a ser utilizada nas simulações a desenvolver.

4.5 Compactação estática em laboratório

O processo de simulação da compactação de misturas betuminosas com recurso ao MED é um processo faseado, ilustrado na Figura 4.21, em que após a etapa inicial de geração da assembleia se segue a definição dos modelos de contacto, acções e condições fronteira. Para o processo de validação da simulação foi necessário seleccionar um processo de compactação, tendo a opção recaído sobre a compactação estática em laboratório. Esta metodologia pressupõe um princípio de acção simples e diminui o número de factores intervenientes.

A mistura betão betuminoso (BB 0/16), para camadas de desgaste, foi compactada em modo estático por compressão uniaxial na prensa do Laboratório de Geotecnia da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto. A compactação através de carregamento uniaxial, em apenas uma face do provete, compreende as seguintes fases:

- Fase 1 – carregamento com velocidade constante da placa até atingir a força máxima;
- Fase 2 – carga máxima constante;
- Fase 3 – descarregamento com velocidade constante da placa até atingir a força nula;

Foram definidos três patamares de força máxima: 10 kN, 25 kN e 50 kN.

O fabrico dos provetes a ensaiar consistiu nas seguintes etapas: fabrico da mistura; colocação da mistura nos provetes de acordo com a metodologia apresentada (duas pancadas com compactador Marshall); armazenamento dos provetes dentro de uma estufa a 145°C durante o tempo mínimo de uma hora. Como a prensa de ensaio não possui uma estufa de forma a manter a temperatura de ensaio (145 °C) constante foi criado um “molde” exterior à base de lã de rocha de forma a limitar as perdas de temperatura durante o ensaio.

Após o carregamento e arrefecimento de 24 horas, os provetes foram desmoldados, medidos e efectuada a medição da baridade. Os resultados completos dos ensaios podem ser consultados no Anexo F.



Figura 4.50 – Imagens da prensa laboratorial e provetes compactados

Na Figura 4.51 ilustram-se os gráficos típicos da variação no tempo do assentamento da placa de carregamento e força.

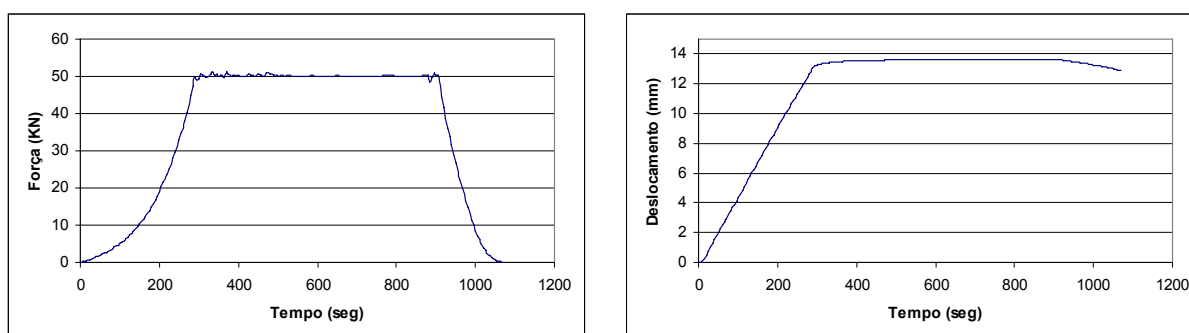


Figura 4.51 – Variação da força e deslocamento durante o ensaio laboratorial de um provete para a carga máxima de 50 kN

Os resultados médios das porosidades, alturas, assentamentos e variação da força e deslocamento são apresentados de seguida.

	10 kN	25 kN	50 kN	Desvio padrão
Altura (mm)	69,1	67,2	63,2	1,4
Assentamento Fase 1 (mm)	7,1	9,8	13,7	1,3
Assentamento Fase 2 (mm)	7,3	10,1	14,2	1,2
Assentamento Fase 3 (mm)	6,9	9,4	13,3	1,3
Porosidade (%)	14,9	13,4	11,5	0,4

Tabela 4.13 – Resumo da compactação estática da mistura BB 0/16

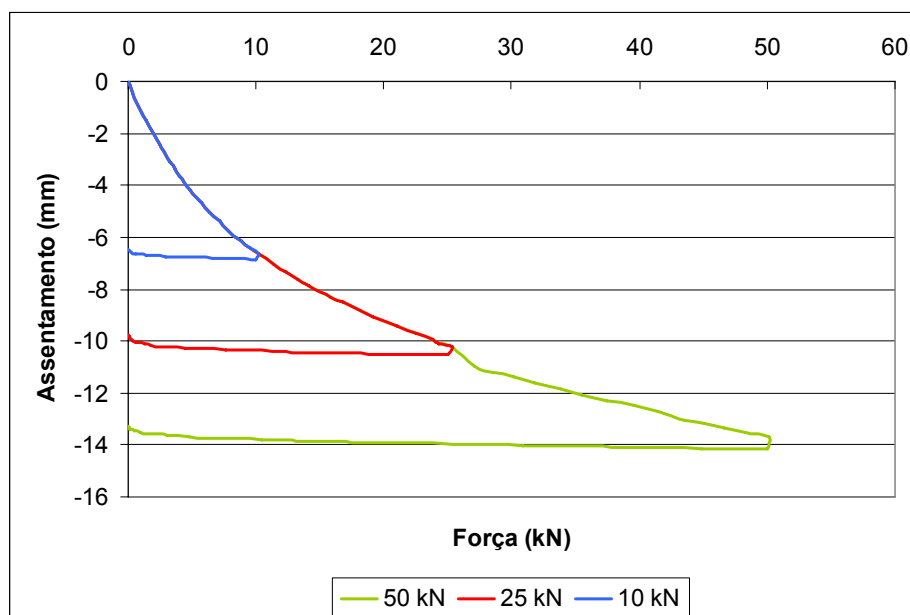


Figura 4.52 – Relação força/deslocamento experimental média

4.6 Análise dos parâmetros do modelo numérico

O processo de validação de uma simulação corresponde em parametrizar adequadamente o modelo numérico de modo a o aproximar da realidade. Quando o fenómeno físico é ainda pouco compreendido esta tarefa pode tornar-se demorada. Uma das formas é começar com modelos mais simples e ir incrementando faseadamente a complexidade até a uma reprodução fiel da realidade.

Nos modelos de base contínua as propriedades do modelo, tais como o módulo de elasticidade e o coeficiente de Poisson, podem ser obtidas através de ensaios laboratoriais. Pelo contrário, nos modelos micromecânicos as propriedades que são assumidas para as partículas e contactos são de difícil determinação antecipada. O mais comum é recorrer à “modelação inversa”, procurando ajustar os parâmetros de modo a reproduzir o comportamento desejado.

Na secção 4.4 analisou-se todo o processo de geração da assembleia, a qual é essencial para a realização de uma simulação com MED. De seguida irá analisar-se a influência de vários parâmetros, já apresentados a quando da descrição do *software* utilizado – PFC2D, através de uma revisão bibliográfica. Na secção 4.7 descrevem-se as simulações para um intervalo de valores definidos de cada parâmetro, de forma a avaliar o indicado nesta secção.

4.6.1 Placa de carregamento

O carregamento da assembleia nas mesmas condições dos ensaios efectuados pode ser realizado de duas formas distintas. Uma simulando a placa como um conjunto de partículas inseparáveis (função CLUMP) e a

outra através de uma parede. Tal como foi apresentado anteriormente, no PFC2D é possível atribuir forças e velocidades às partículas enquanto que às paredes apenas se pode atribuir velocidades. A lei da força-deslocamento não é aplicada a paredes.

No ensaio de compactação estática, por compressão uniaxial, descrito previamente, a placa de carregamento move-se com velocidade constante até atingir a carga máxima. A velocidade de carregamento prescrita foi 0,044 mm/s e de descarregamento 0,0052 mm/s.

A opção recaiu sobre a aplicação da carga com parede porque assim é possível ter uma placa com superfície regular e a simulação é computacionalmente mais eficiente. A atribuição de forças às partículas implicaria a aplicação de forças crescentes de acordo com o movimento da placa de modo a manter a velocidade constante. A atribuição da força máxima desde o início provoca velocidades iniciais bastante elevadas com influência no comportamento mecânico do sistema. Tanto um como o outro procedimento são mais trabalhosos e tornam mais lento o cálculo.

É importante que a relação da velocidade de carregamento e do passo de cálculo seja ajustada de modo a impedir efeitos dinâmicos indesejados que prejudicam a precisão dos resultados. Nas simulações em que apenas se utilizou o modelo de contacto elástico linear foi activada a função “*density scale*” o qual modifica as massas das partículas para que o passo de cálculo assuma o valor unitário. Esta operação permite reduzir o tempo de cálculo. No entanto, apresenta a desvantagem de dadas as massas não serem reais o modelo ser pseudo-dinâmico.

4.6.2 Amortecimento

O amortecimento controla um dos pontos mais sensíveis de uma simulação numérica, o tempo de cálculo. O amortecimento compreende todas as formas de retirar energia ao sistema de modo a atingir mais rapidamente o equilíbrio. Anteriormente, descreveram-se as formas de amortecimento disponíveis no PFC2D: amortecimento local, combinado e viscoso. Referiu-se também que se implementou o amortecimento local e o viscoso.

Em Itasca.Consulting.Group (2004) é indicado que o amortecimento local é inapropriado em situações de queda livre de partículas e impactes entre partículas. Esta situação foi analisada no procedimento de geração de assembleias por deposição por gravidade, tendo-se concluído que a ausência de amortecimento local conduzia a um maior rearranjo das partículas e diminuição considerável da porosidade inicial. Nas situações de carregamento e descarregamento da assembleia não existem as limitações apontadas. Assim definiu-se a utilização deste factor com o valor padrão (0,7) em todas as fases da simulação.

Relativamente aos outros tipos de amortecimento, no PFC2D apenas são activados por indicação do

utilizador, ao contrário do local. O amortecimento combinado por se adequar mais a situações de movimentos oscilatórios não foi estudado.

O amortecimento viscoso actua sobre os contactos através da adição de um “amortecedor” em paralelo ao modelo de contacto definido. A constante característica do amortecedor é definida com base no rácio do coeficiente de amortecimento crítico. Em Itasca.Consulting.Group (2004) é apresentada a simulação da variação do coeficiente de restituição (rácio entre a velocidade de uma partícula antes e depois do impacto) com o coeficiente de amortecimento. Nazer (2001) para a simulação do transporte de agregados em minas recorreu à formulação apresentada por Mustoe e Huttelmaier, (4.62), para definir o coeficiente de amortecimento em função do coeficiente de restituição desejado (0,2).

$$C_{cr} = 2\ln\left(\frac{1}{e}\right) \sqrt{\frac{\frac{m_1 m_2 k_n}{m_1 + m_2}}{\pi^2 + \left[\ln\left(\frac{1}{e}\right)\right]^2}} \quad (4.62)$$

Não foram encontrados dados que permitam definir o coeficiente de restituição em função do material a modelar. Por outro lado, Zhu & Yu (2004) analisaram a influência do amortecimento viscoso, entre outros parâmetros, no comportamento do fluxo de material granular que sai de um contentor com abertura na base inferior. No estudo é concluído que em todos os critérios de análise a influência do coeficiente de amortecimento, entre 0,1 e 0,5, é limitado ou nulo. Um coeficiente maior diminui o fluxo de material.

Com base nas informações citadas, foram conduzidas simulações de geração da assembleia por deposição por gravidade com rácios de amortecimento crítico entre 0 e 0,5, tendo concluído que apenas acima de 0,4 existem instabilidades dinâmicas. Assim definiu-se um valor de 0,2 em todas as simulações efectuadas, não se verificando nunca problemas.

4.6.3 Modelo de contacto

As misturas betuminosas exibem um comportamento mecânico que pode variar do quase elástico ao quase viscoso, dependendo da temperatura e carga aplicada, com comportamento visco-elasto-plástico para condições intermédias. Este comportamento complexo advém do betume que apesar de presente numa pequena percentagem volumétrica condiciona fortemente as características das misturas betuminosas.

Muitos investigadores dedicaram muitos anos de trabalho ao estudo da relação tensão-extensão exibida pelo betume e misturas betuminosas em diferentes condições de carga e temperatura. Diversos modelos analíticos ou reológicos foram utilizados para os descrever.

Relativamente aos betumes a investigação começou após van der Poel ter publicado pela primeira vez o

muito conhecido nomograma homónimo, no qual relaciona o valor da “penetração” e “temperatura de anel e bola” com a rigidez do betume, SHELL (1990), Lee (2006). No seguimento vários investigadores procuraram desenvolver modelos reológicos através da combinação de molas e amortecedores para explicar o comportamento do betume. Na última década, Cheung & Cebon (1997) apresentaram um mapa de mecanismos de deformação (6 no total), Figura 4.53, com um intervalo grande de temperaturas, tensões e taxas de corte, e em que aplicaram o Modelo de Cross Modificado para descrever a transição do comportamento viscoso linear a tensões baixas para o comportamento viscoso não linear a tensões elevadas. As linhas mais carregadas definem as áreas em um mecanismo de deformação é preponderante, e na zona de divisão ambos os mecanismos apresentam a mesma taxa de deformação.

A temperaturas significativamente mais baixas que T_g , temperatura de vitrificação, o betume responde de forma elástica linear. O comportamento plástico inicia-se para cerca de $0,8 T_g$. Para temperaturas acima de T_g a natureza coloidal complexa do betume puro afecta a viscosidade. Para tensões elevadas deforma-se de acordo com a lei potencial, enquanto que para tensões baixas comporta-se como um líquido Newtoniano. O comportamento do betume é muito complexo e variável de acordo com a temperatura e tensão imposta.

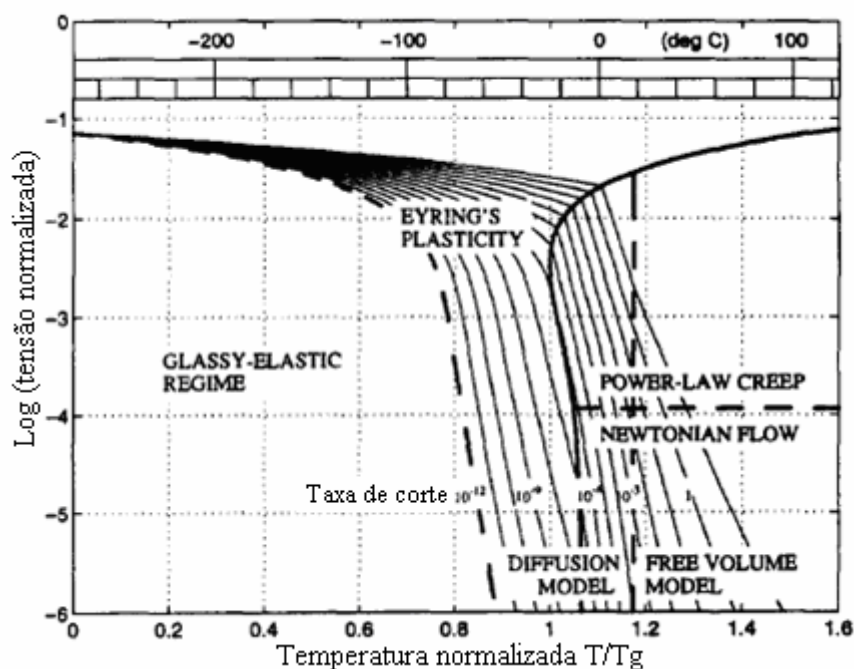


Figura 4.53 – Mapa de mecanismos de deformação tensão-temperatura em tracção – Cheung & Cebon (1997)

Quanto às misturas betuminosas diversos modelos, enquanto modelos contínuos, foram testados desde o elástico linear, ainda hoje utilizado no dimensionamento de pavimentos rodoviários, até outros mais complexos. Um dos mais utilizados é o modelo reológico de Burgers, classificado como modelo viscoelástico linear, o qual para baixas tensões e extensões, pode descrever correctamente o comportamento viscoelástico exibido. Outros modelos contínuos, bem como o seu campo de aplicação, podem ser encontrados em Freire (2002), Vale (2004), Lee (2006), entre outros.

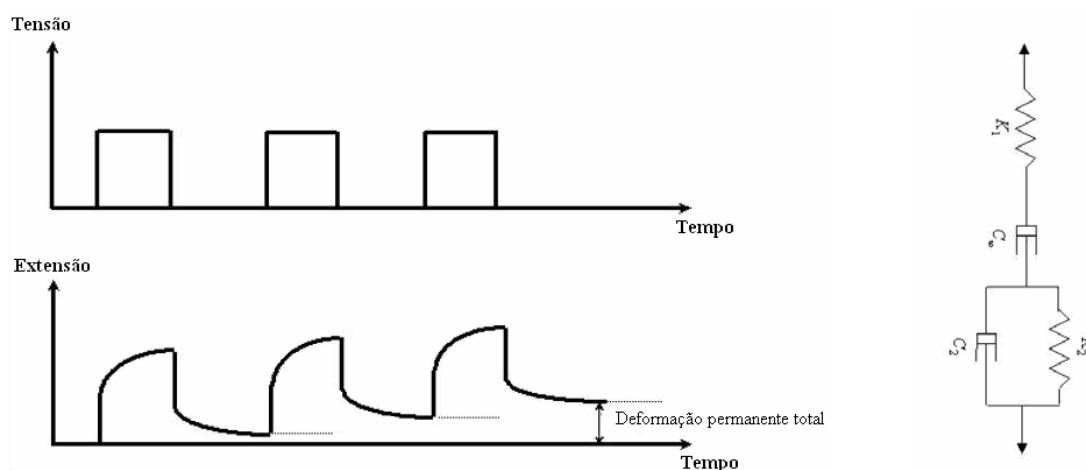


Figura 4.54 – Comportamento de misturas betuminosas sob cargas repetidas (esquerda) e modelo de Burgers (direita) – Lee (2006)

De acordo com o apresentado na parte inicial do capítulo, os modelos micromecânicos tentam simular o comportamento dos materiais a partir das propriedades dos seus constituintes. Vários estudos, Chang & Meegoda (1997), Azevedo, N. M. (2003), You (2003), Abbas (2004), Zegal (2004), Collop *et al.* (2006), mostraram que o uso de modelos simples (elástico linear) para os contactos podem originar respostas macroscópicas mais vastas e complexas do que aparentemente se podia esperar. A inclusão dos mecanismos reais de deformação nos materiais, formação e quebra de contactos entre outros, permite aproximar a modelação numérica à realidade. Neste trabalho segue-se esta metodologia.

É verdade que relativamente à compactação de misturas betuminosas não existem por um lado dados experimentais sobre o comportamento das misturas betuminosas bem como dos seus componentes relevantes, betume ou mastique, e por outro lado não são conhecidas quaisquer tentativas de modelar o processo com métodos micromecânicos. Inicialmente foi referido que correntemente o trabalho em modelos numéricos começa com a aplicação de modelos simples e posteriormente se vai incrementando a complexidade do sistema. Neste estudo também foi seguida esta metodologia, primeiro com a utilização do modelo de contacto elástico linear e mais tarde com o modelo viscoelástico de Burgers.

Modelo de contacto elástico linear

O modelo de contacto elástico linear, o mais simples presente no PFC2D, é caracterizado por 2 parâmetros K^n e k^s , respectivamente, rigidez normal e rigidez de corte.

A relação entre os valores dos dois parâmetros é segundo Abbas (2004), citando Mindlin and Deresiewicz (1953), função apenas do coeficiente de Poisson (ν):

$$\alpha = \frac{k^s}{K^n} = \frac{2(1-\nu)}{(2-\nu)} \quad (4.63)$$

Esta relação foi desenvolvida a partir das equações do modelo de contacto Hertz-Mindlin, o qual é uma formulação de contacto não linear cujos parâmetros do modelo são o módulo de distorção e o coeficiente de Poisson. Assumindo valores previsíveis para os materiais, 0,45; 0,15 e 0,40 para, respectivamente, betume, filer e misturas betuminosas, é possível determinar os valores. De acordo com (4.63), o valor de α pode variar teoricamente entre 0,66 e 1, respectivamente, para valores de Poisson 0,5 e 0.

Segundo Jenkins and Strack (1993), a relação entre o módulo de compressibilidade (K), *bulk modulus* na terminologia anglo-saxónica, e a rigidez normal para uma assembleia aleatória de partículas esféricas idênticas é a seguinte:

$$K = \frac{2N_s CR^2}{9} K^n \quad (4.64)$$

em que, N_s é o número de esferas por unidade de volume, C é o número médio de contactos por partícula e R é o raio das esferas. Esta equação foi avaliada pelos dois autores com bons resultados.

Pela teoria da elasticidade é conhecido que o módulo de elasticidade (E), o módulo de distorção (G), o módulo de compressibilidade (K) e o coeficiente de Poisson (ν) se relacionam da seguinte forma:

$$K = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (4.65)$$

$$E = 2(1-\nu)G \quad (4.66)$$

Congregando (4.64) e (4.65) obtém-se:

$$E = 3(1-2\nu) \frac{2N_s CR^2}{9} K^n \quad (4.67)$$

$$E = 2(1-\nu)G \quad (4.68)$$

Com recurso a algumas simulações é possível determinar o valor de α que mais aproxima o coeficiente de Poisson do pretendido, após o qual é possível estimar o valor do módulo de elasticidade e de distorção para a assembleia.

Lee (2006) estudou a influência dos valores de K^n e k^s e concluiu que para uma assembleia aleatória de partículas esféricas idênticas o coeficiente de Poisson apenas dependia da relação entre os dois parâmetros. No entanto o valor de α encontrado, 0,2, é muito mais baixo do que o determinado pela formulação apresentada por Abbas (2004), 0,71.

Uma outra metodologia, citada por Azevedo, N. M. (2003), é a adopção da “viga equivalente” na qual duas partículas em contacto são modeladas como se de uma viga elástica se tratasse. A viga apresenta um comprimento (L) igual à distância entre os centros das partículas e uma secção transversal (A) com altura igual ao raio médio das partículas e largura igual à espessura (t) das partículas. Assumindo para a viga o módulo de elasticidade, a rigidez normal e de corte do contacto podem ser definidas para as condições de carregamento axial puro ou de corte puro da seguinte maneira:

$$K^n = \frac{EA}{L} \quad (4.69)$$

$$K^s = \frac{12EI}{L^3} \quad (4.70)$$

Substituindo os valores da área transversal e do momento de inércia obtém-se:

$$K^n = K^s = Et \quad (4.71)$$

Esta formulação assume para o contacto, não para a assembleia, o valor nulo para o coeficiente de Poisson. De acordo com a formulação do modelo de contacto linear elástico do PFC2D, expressões (4.15) e (4.16), duas molas actuando em série, a rigidez normal e de corte das partículas é igual ao dobro do valor anteriormente determinado.

Relativamente às partículas de agregado, as quais podem ser consideradas sem erro elevado como rígidas elásticas, foi assumida esta última metodologia. Na bibliografia consultada, por exemplo Nazer (2001), You (2003), Silva (2005), foram encontrados valores do módulo de elasticidade entre 50 e 70 GPa. O diâmetro médio das partículas de agregado na assembleia (>2 mm) é 3,2 mm. Assumindo as partículas como discos com espessura igual a 1 cm obtém-se $K^n = k^s = 1000$ a 1400 MN/m.

Modelo de Burgers

O modelo viscoelástico de Burgers, referido atrás como modelo contínuo, resulta da associação em série de dois modelos reológicos simples, o modelo de Maxwell e o modelo de Kelvin. Os modelos mais simples conseguem simular apenas alguns aspectos do comportamento das misturas betuminosas, enquanto os modelos mais complexos como o modelo de Burgers permite incorporar:

- comportamento elástico (mola com módulo de deformabilidade K_1);
- comportamento elástico retardado (mola com módulo K_2 e amortecedor com coeficiente de viscosidade C_2 , em paralelo);
- comportamento viscoso (amortecedor com coeficiente de viscosidade C_1).

em que K_1 , K_2 , C_1 , C_2 correspondem às constantes características de cada um dos elementos presentes no modelo de Burgers, de acordo com a Figura 4.55. Nesta figura é comparada a extensão dos modelos de Maxwell, Kelvin e Burgers, ao longo do tempo, para um carregamento igual, com tensão constante σ , aplicado entre t_0 e t_1 .

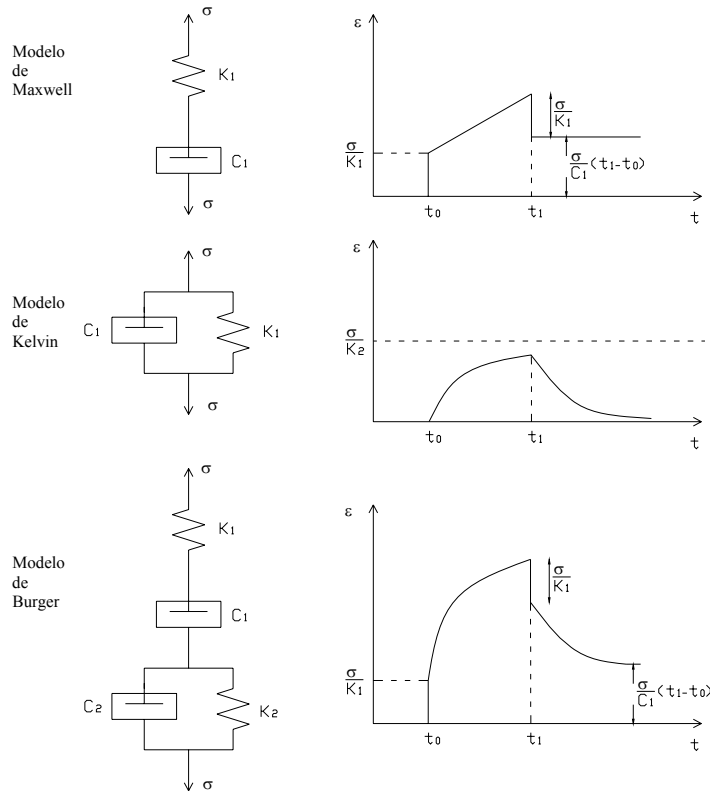


Figura 4.55 – Comportamento do modelo de Maxwell, Kelvin e Burgers para uma tensão constante durante o intervalo de tempo $(t_1 - t_0)$

No entanto, o modelo não permite a inclusão do comportamento plástico. Tal poderia ser traduzido pela incorporação de um elemento de deslizamento, *slider*.

As expressões apresentadas de seguida são válidas para o modelo, quer seja aplicado como modelo contínuo ou modelo de contacto entre partículas de uma assembleia.

No caso do modelo de Burgers, a aplicação no instante zero, t_0 , de uma tensão constante σ , traduz-se numa extensão total que resulta da soma de três parcelas elementares: elástica (mola K_1), viscoelástica (Kelvin) e viscosa (C_1). A expressão geral da relação tensão deformação é:

$$K_1 \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \frac{K_1 K_2}{C_2} \varepsilon = \left(\frac{K_1}{C_2} + \frac{K_1}{C_1} + \frac{K_2}{C_2} \right) \sigma + \frac{\partial \sigma}{\partial t} + \frac{K_1 K_2}{C_1 C_2} \int \sigma \partial t \quad (4.72)$$

No período $(t_1 - t_0)$, tensão constante, a extensão pode ser traduzida pela equação seguinte:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{K_1} + \frac{\sigma_0}{C_1} (t - t_0) + \frac{\sigma_0}{K_2} \left[1 - e^{-\frac{K_2}{C_2} (t - t_0)} \right] \quad (4.73)$$

Após o momento em que a carga é retirada, t_1 , a extensão pode ser traduzida pela equação seguinte:

$$\varepsilon(t) = \frac{\sigma_0}{C_1}(t_1 - t_0) + \frac{\sigma_0}{K_2} e^{-\frac{K_2}{C_2}t} \left[e^{\frac{K_2}{C_2}t_1} - e^{\frac{K_2}{C_2}t_0} \right] \quad (4.74)$$

O que significa que após o descarregamento existe uma recuperação elástica imediata e uma recuperação retardada viscoelástica. A deformação permanente é igual à deformação no amortecedor de Maxwell.

Considerando o modelo de Burgers como modelo de contacto entre dois elementos, a rigidez (K) varia com o tempo da seguinte forma, Lee (2006):

$$K = \left[\frac{1}{K_1} + \frac{t}{C_1} + \frac{1}{K_2} \left(1 - e^{-\frac{K_2}{C_2}t} \right) \right]^{-1} \quad (4.75)$$

O facto de a rigidez variar com o tempo aumenta a complexidade da simulação com MED, pois impede a utilização de simplificações computacionais como a escala de massas, utilizada nas simulações elásticas, e na simulação de um determinado acontecimento a relação entre os parâmetros e o tempo de análise condiciona a análise.

À vantagem de uma maior proximidade ao comportamento real de uma mistura betuminosa ou betume, também se alia a desvantagem de um maior número de parâmetros definidores do modelo. Segundo Freire (2002), esta desvantagem é a razão da fraca utilização deste modelo ou outros mais complexos.

A avaliação dos valores dos parâmetros do modelo pode ser obtida de duas formas: expressões empíricas e ensaios laboratoriais. As expressões empíricas, existentes em bibliografia diversa, apresentam a vantagem de ser uma primeira aproximação mas a desvantagem de ter um campo de aplicação muito limitado. Não se encontrou qualquer expressão empírica para o caso analisado neste trabalho. Os ensaios laboratoriais permitem obter os dados recorrendo a ensaios demorados e bastante dispendiosos. Os ensaios utilizados consistem na aplicação de uma carga cíclica, de forma a obter, para várias temperaturas e frequências de aplicação da carga, o módulo complexo e o ângulo de fase. Com estes parâmetros é possível determinar os coeficientes do modelo.

Abbas (2004) determinou os coeficientes do modelo de Burgers, para vários betumes e mastiques (betume e filer), com base no ensaio de corte dinâmico, *Dynamic Shear Rheometer Test*, em extensão controlada. As expressões seguintes, formuladas por este autor, permitem relacionar os resultados do ensaio, módulo de corte complexo (G) e ângulo de fase (δ), com os parâmetros do modelo de Burgers, K_1 , K_2 , C_1 e C_2 . O símbolo ($'$) significa a parte real e ($''$) a parte complexa.

$$|J| = \sqrt{(J')^2 + (J'')^2} \quad (4.76)$$

$$|G| = \frac{1}{\sqrt{(J')^2 + (J'')^2}} \quad (4.77)$$

$$G'(w) = |G| \cos \delta = \frac{J'}{(J')^2 + (J'')^2} \quad (4.78)$$

$$G''(w) = |G| \sin \delta = \frac{J''}{(J')^2 + (J'')^2} \quad (4.79)$$

$$J'(w) = \left(\frac{1}{K_1} + \frac{K_2}{K_2^2 + w^2 C_2^2} \right) \quad (4.80)$$

$$J''(w) = \left(\frac{1}{w C_1} + \frac{w C_2}{K_2^2 + w^2 C_2^2} \right) \quad (4.81)$$

$$\delta = \arctg \left(\frac{J''}{J'} \right) \quad (4.82)$$

O parâmetro J significa a flexibilidade ao corte, *shear compliance*.

Finalmente, os parâmetros são encontrados através do ajuste de um modelo de regressão com minimização de uma função objectivo, tendo Abbas (2004) sugerido a seguinte expressão apresentada por Baumgaertel e Winter.

$$f = \sum_{j=1}^m \left[\left(\frac{G'(w_j)}{G_j^0} - 1 \right)^2 + \left(\frac{G''(w_j)}{G_j'^0} - 1 \right)^2 \right] \quad (4.83)$$

Em que:

$G'(w_j), G''(w_j)$ – dados previstos em (4.78) e (4.79) para a frequência (w_j)

$G_j^0(w_j), G_j'^0(w_j)$ – dados observados nas medições para a frequência (w_j)

Os modelos de Burgers encontrados, específicos para cada betume testado, apresentam impedimentos ao seu uso imediato na simulação do comportamento de misturas betuminosas com MED. Nomeadamente:

1. a resposta macroscópica do material é diferente da resposta micromecânica de cada partícula na assembleia, e apenas para assembleias de geometria regular se podem desenvolver expressões analíticas que relacionem as respostas;
2. as limitações computacionais, que impedem uma dimensão muito pequena das partículas, em associação ao facto de o betume se encontrar disperso na mistura betuminosa numa matriz, designada de mastique, betume mais agregado com dimensões maiores que o filer, barram a aplicação do método numérico com os parâmetros calculados.

Sabendo que as partículas de agregado dispersas no betume aumentam a rigidez, Abbas (2004) utilizou simplesmente os parâmetros do betume multiplicados por um factor igual a 30. Este factor é empírico e seleccionado para o caso em análise.

Nas simulações realizadas por Lee (2006), com os modelos de contacto elástico e de Burgers, a análise dos factores que influenciam o coeficiente de dilatação permitiu concluir que este apenas é negativo (compressão) para uma rigidez normal igual em compressão e em tracção.

Comportamento do Filme de Betume

Uma das propriedades do betume mais relevantes é o comportamento em filme de betume. O betume está presente nas misturas betuminosas através de uma película que envolve as partículas de agregado, designada por filme de betume ou masticque.

Durante o fabrico da mistura betuminosa a quente, os elementos do betume aderem à superfície dos agregados, com os constituintes mais polares do betume (elementos constituídos por heteroátomos de enxofre ou oxigénio) a serem os mais competitivos pelos locais activos na superfície dos agregados (os locais que contém moléculas metálicas carregadas electricamente). Depois desse contacto inicial com os agregados, as moléculas de betume mantêm-se estacionárias, Silva (2005).

A ligação betume-agregado é uma ligação química e física, em que a estrutura física resulta de interacções electrostáticas, dipolo-dipolo ou Van der Waals, (Silva (2005)). Os agregados com altos teores de óxido de sílica são mais difíceis de envolver com betume comparativamente aos agregados básicos, no entanto é comum haver boa ligação desde que estejam limpos e secos.

Na Figura 4.56 são apresentadas as três propriedades mais importantes relativas ao agregado, determinantes para uma boa ligação agregado-betume. A forma, propriedade de 1ª ordem, reflecte as variações na proporção da partícula. A angularidade, propriedade de 2ª ordem, reflecte as variações nas extremidades que se sobrepõem à forma. Por fim a textura superficial descreve a irregularidade da superfície a uma escala maior do que a da forma global da partícula. Uma maior textura e angularidade do agregado aumenta a superfície de contacto e logo aumenta a energia total de adesão na mistura.

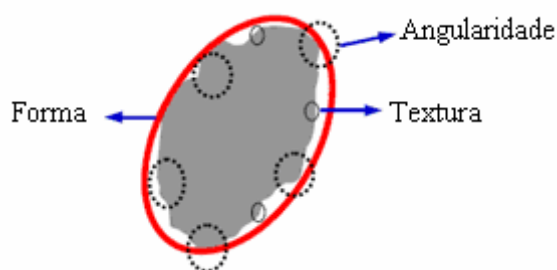


Figura 4.56 – Componentes da forma das partículas de agregado – Lytton *et al.* (2005)

Os mecanismos de rotura das misturas betuminosas, segundo numerosos estudos, assentam em dois fenómenos: a rotura por coesão (perda de ligação interna do masticque); rotura por adesão (ligação agregado-masticque).

Segundo alguns autores citados em Silva (2005), o primeiro fenómeno acontece quando os agregados estão limpos e secos e a mistura betuminosa é impermeável enquanto o segundo fenómeno é mais provável na presença de água, mistura permeável.

De acordo com Lytton *et al.* (2005) a ocorrência de um dos fenómenos de rotura depende da natureza do mastique e da espessura do mastique que envolve os agregados. Lytton com recurso a métodos micromecânicos e dados experimentais publicados por Marek e Herin, determinou uma relação entre a espessura do filme de betume e a resistência à tracção. Os dados, ilustrados na Figura 4.57, indicam que para espessuras menores existe rotura por adesão enquanto que para espessuras maiores existe rotura por coesão.

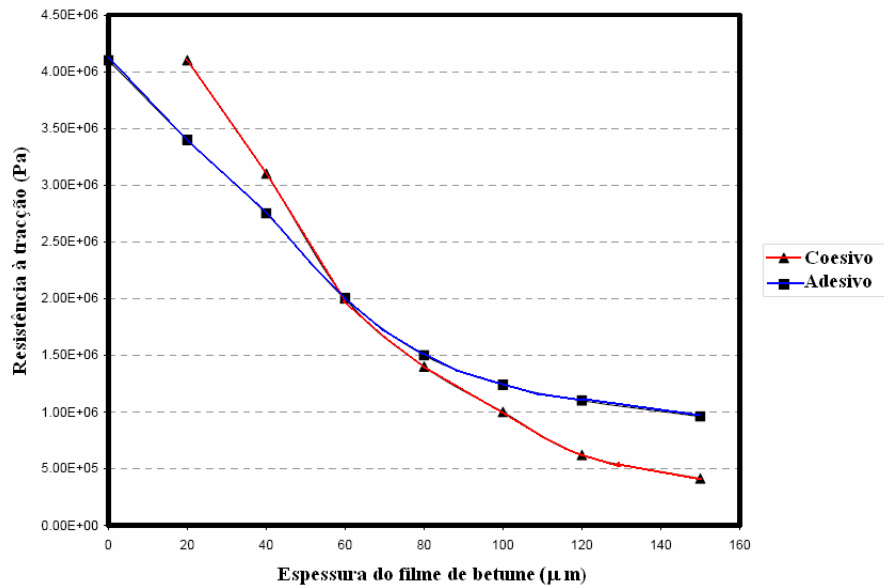


Figura 4.57 – Resistência à tracção versus espessura do filme de betume – Lytton *et al.* (2005)

No PFC2D não existe por definição resistência à tracção nos contactos entre partículas. Esta propriedade pode ser incluída de duas formas: modelo de “Adesão Pontual” ou modelo “Adesão Paralela”. A primeira, modelada por um par de molas em série, consiste em definir uma força de tracção máxima, mantendo-se a rigidez do contacto à tracção igual à de compressão. Na segunda forma existe uma ligação entre as partículas numa área, ao contrário de um ponto infinitesimal no modelo anterior, sendo definido pela área e características elásticas do material cimentício. Durante a compactação o mastique apresenta uma baixa resistência e elevada deformabilidade, no entanto na interface mastique-agregado não existe quebra de ligação. Assim foram admitidas resistências à tracção materializadas pelo modelo de “Adesão Pontual”, com força máxima maior no contacto agregado-mastique que no mastique-mastique.

Para um contacto elástico em compressão, Lee (2006) cita dois autores que propõem as seguintes expressões para o módulo do betume, considerado respectivamente, incompressível e compressível:

$$E_n^{ai} = \frac{EA_R^2}{8} \quad (4.84)$$

$$\frac{E_n^{ac}}{E_n^{ai}} = 1 - \left[1 + \frac{3}{8} \frac{K/E}{(5/8)A_R^2} \right] \quad (4.85)$$

No qual A_R é o factor de forma, rácio entre o diâmetro da partícula e a espessura do filme de betume.

O mesmo autor apresenta também duas outras expressões de um factor de endurecimento para contactos viscosos.

$$T_F = \left[\frac{n}{3n+1} \left(\frac{n+2}{2} \right)^{1/n} \left(\frac{A_R}{\sqrt{3}} \right)^{\frac{n+1}{n}} \right] \quad (4.86)$$

$$T_F = \left(\frac{A_R}{3.1} \right)^{\left(\frac{n+1}{n} \right)} + 1 \quad (4.87)$$

Em que n é o expoente da lei exponencial utilizada e A_R é o factor de forma.

Todos os estudos consultados concluem que existe uma dependência da rigidez normal do betume com a espessura do filme. Esta relação pode ser incluída nas simulações.

Na bibliografia existem vários métodos de cálculo da espessura do filme de betume que recobre as partículas, sendo os mais conhecidos os métodos “americano” e “francês”. O americano, SHELL (2003), calcula a espessura a partir dos factores de área calculados por Hveem.

$$T = \frac{P_b}{100 - P_b} \frac{1}{\rho_b} \frac{1}{SAF} \quad (4.88)$$

Em que T é a espessura do filme, ρ_b a massa volúmica do betume, SAF o factor de área (consultar tabela na publicação) e por fim P_b a percentagem de betume.

No mesmo livro é apresentado um método presente numa norma francesa, NF P 98-140, *Enrobés hydrocarbonés - Couches d'assises: enrobés à module élevé*, cuja expressão de cálculo é a seguinte:

$$T = \frac{P_b}{a^{\frac{1}{2}} \sqrt{\sum}} \quad (4.89)$$

O parâmetro a é o rácio entre a massa volúmica dos agregados e a massa volúmica padrão e $\sum$ é a superfície específica do agregado, a qual pode ser medida pelo método de recobrimento com óleo ou através de uma fórmula que se baseia em factores de forma para as várias fracções de agregado.

Para a mistura BB 0/16 os dois métodos determinam espessuras radicalmente diferentes: 0,0121 mm e 2,44 mm, respectivamente, no primeiro e segundo métodos. Na assembleia gerada as partículas de mastique cobrem as partículas de agregado, as quais possuem 1 mm de diâmetro.

4.6.4 Coeficiente de atrito

O coeficiente de atrito (μ) é um parâmetro bastante importante no comportamento global de uma assembleia de partículas modeladas com MED. O critério de rotura predefinido no PFC2D é o Modelo de Mohr-Coulomb, que define a força de resistência ao corte em função do coeficiente de atrito e da força normal. Este modelo somente não actua quando o modelo “Adesão Pontual” está activo no contacto.

Nas misturas betuminosas o coeficiente de atrito das partículas de agregado é reconhecido como um factor primordial para o seu comportamento, principalmente na resistência às deformações permanentes. Muitos

estudos provaram que a forma e a textura das partículas define a resistência ao corte da mistura betuminosa. Um agregado cúbico com faces rugosas permite um imbricamento mais resistente do que o produzido com partículas arredondadas e lisas. O agregado isolado apresenta uma resistência ao corte não muito elevada, por falta de coesão, no entanto para temperaturas elevadas como o betume perde a sua resistência as misturas betuminosas relegam no agregado a capacidade de resistir aos esforços. Os cadernos de encargos definem diversas exigências relacionadas com a geometria das partículas de agregado.

Na assembleia de partículas do PFC2D as partículas utilizadas são circulares e logo a resistência ao corte depende fortemente do coeficiente de atrito adoptado.

Na bibliografia consultada a maioria dos investigadores selecciona um determinado ângulo de atrito (Φ), $\tan(\Phi) = \mu$, adequado ao seu caso e não apresenta justificação aprofundada para tal. Adicionalmente devido ao valor elevado da adesão definida entre as partículas, este coeficiente não apresenta grande influência nos resultados. Ao contrário, Lee (2006) avaliou a influência do atrito na dilatação exibida por um provete idealizado de misturas betuminosas sujeito a compressão uniaxial. Este autor confirma a influência do coeficiente de atrito tal como defendido por outros autores citados, como Huschek, Ni e Skinner. Segundo o último autor, um maior coeficiente de atrito entre partículas conduz a uma maior tendência das partículas em “rolar” do que “escorregar” umas em relação às outras. Redanz & Fleck (2001) efectuaram simulações com MED a 2D da compactação de cilindros metálicos com distribuição aleatória, tendo concluído que o aumento do coeficiente de atrito diminui o rearranjo no início da compactação e torna a resposta mecânica mais rígida.

Não existe nenhuma formulação que permita definir à partida qual o valor do coeficiente de atrito a adoptar. Para um material granular sem coesão, é corrente definir o ângulo de atrito ou ângulo de repouso que se traduz pelo ângulo do talude de material depositado sem restrição lateral. Em Itasca.Consulting.Group (2004) são apresentados exemplos de como conforme as condições para um mesmo coeficiente de atrito definido, a resposta final (ângulo de repouso) pode ser distinta. Desta forma o valor irá depender caso a caso.

Relativamente aos valores definidos na bibliografia consultada, estes variam entre 0 e 2, com a maior predominância de valores inferiores a 0,5 (26,5°).

4.7 Simulações

Na secção anterior analisou-se a importância de vários parâmetros na modelação numérica com MED, através de uma revisão bibliográfica. De seguida descrevem-se as simulações efectuadas de modo a identificar qual o modelo de contacto adequado e propriedades, entre outros parâmetros, que permitem que o modelo numérico se comporte de forma idêntica aos provetes laboratoriais testados. Em concordância com o

indicado anteriormente inicia-se o processo com o modelo mais simples, elástico linear, e somente depois se aplicam modelos mais complexos.

4.7.1 Simulações elásticas

A simulação numérica consistiu na monitorização da porosidade, deformação e força durante o carregamento da assembleia gerada na secção 4.4. Na Tabela 4.14 são apresentados os valores utilizados nas simulações.

Na Figura 4.58 é apresentado o crescimento da força na placa até ao ponto da máxima deformação, para os 3 valores da rigidez normal do mastique. Constatase que a força máxima é muito dependente do valor da rigidez. A força máxima aumenta 78 vezes para K_n entre 0,1 e 10. A evolução da força na simulação é similar à obtida no ensaio. Na parte inicial existe bastante variabilidade para os menores valores da rigidez.

Elemento	Parâmetro	Valores			
Agregado	K_n (MN/m)	1200			
	α	1,0			
	“Adesão Pontual” (N)	1000			
	Φ	1,0			
Mastique	K_n (MN/m)	10	1	0,1	
	α	1,00	0,75	0,50	0,25
	“Adesão Pontual” (N)	10			
	Φ	0,1	0,4	0,7	
Placa de carregamento	Velocidade de carregamento (mm $\times 10^{-4}$ /ciclo)	1	2	0,5	
	K_n (GN/m)	10			

Tabela 4.14 – Parâmetros dos materiais utilizados nas simulações

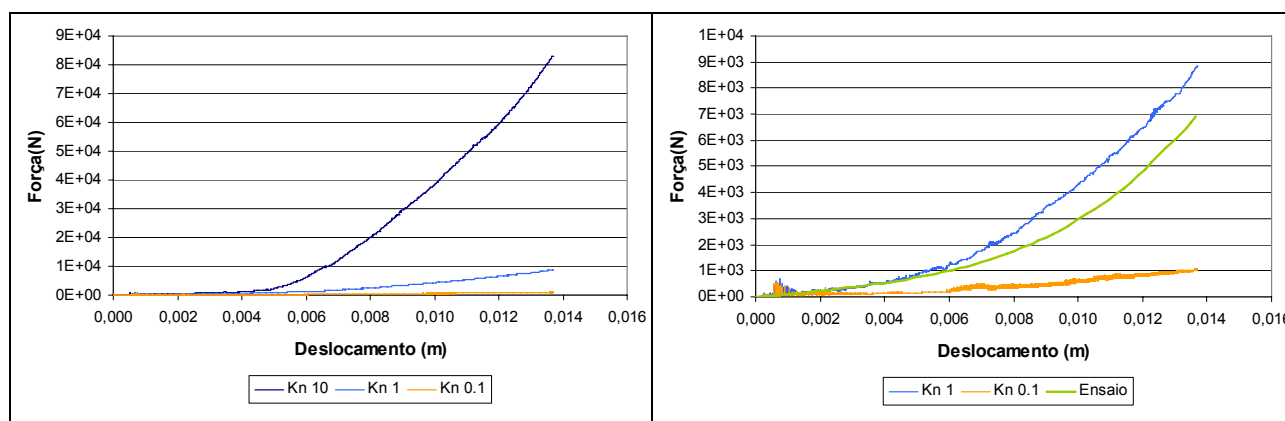


Figura 4.58 – Comparação da evolução da força na placa com a deformação imposta na assembleia para os 3 valores da rigidez e a obtida nos ensaios laboratoriais

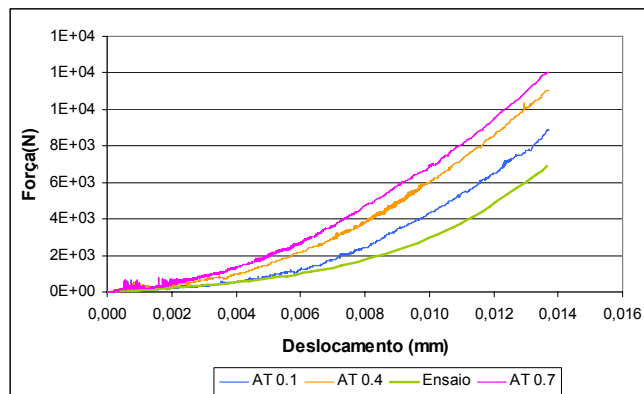


Figura 4.59 – Comparação da evolução da força na placa com a deformação imposta na assembleia para os 3 valores do coeficiente de atrito e a obtida nos ensaios laboratoriais

Com base na Figura 4.59 verifica-se que o aumento do coeficiente de atrito aumenta a força registada na placa. Na segunda metade da deformação o crescimento da força é paralelo nas várias simulações. O crescimento da força apresenta sempre a mesma forma, qualquer que seja a rigidez ou o coeficiente de atrito.

Na Figura 4.60 e na Figura 4.61 é ilustrada a influência de α , da velocidade da placa de carregamento, da rigidez normal e do coeficiente de atrito na força máxima, no número médio de contactos e no desvio padrão do histograma da assembleia após carregamento.

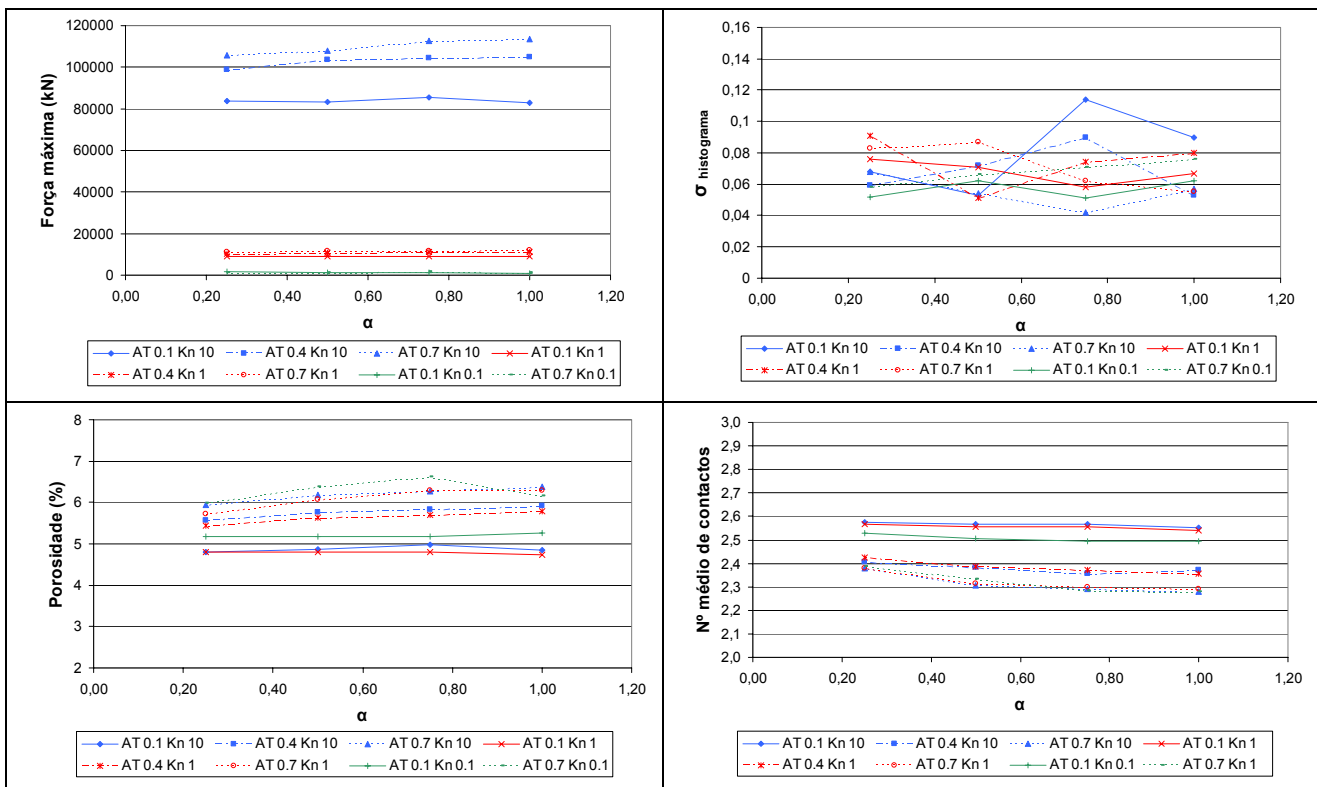


Figura 4.60 – Influência de α , da rigidez normal e do atrito na força máxima, na porosidade, no número médio de contactos e no desvio padrão do histograma da assembleia após carregamento

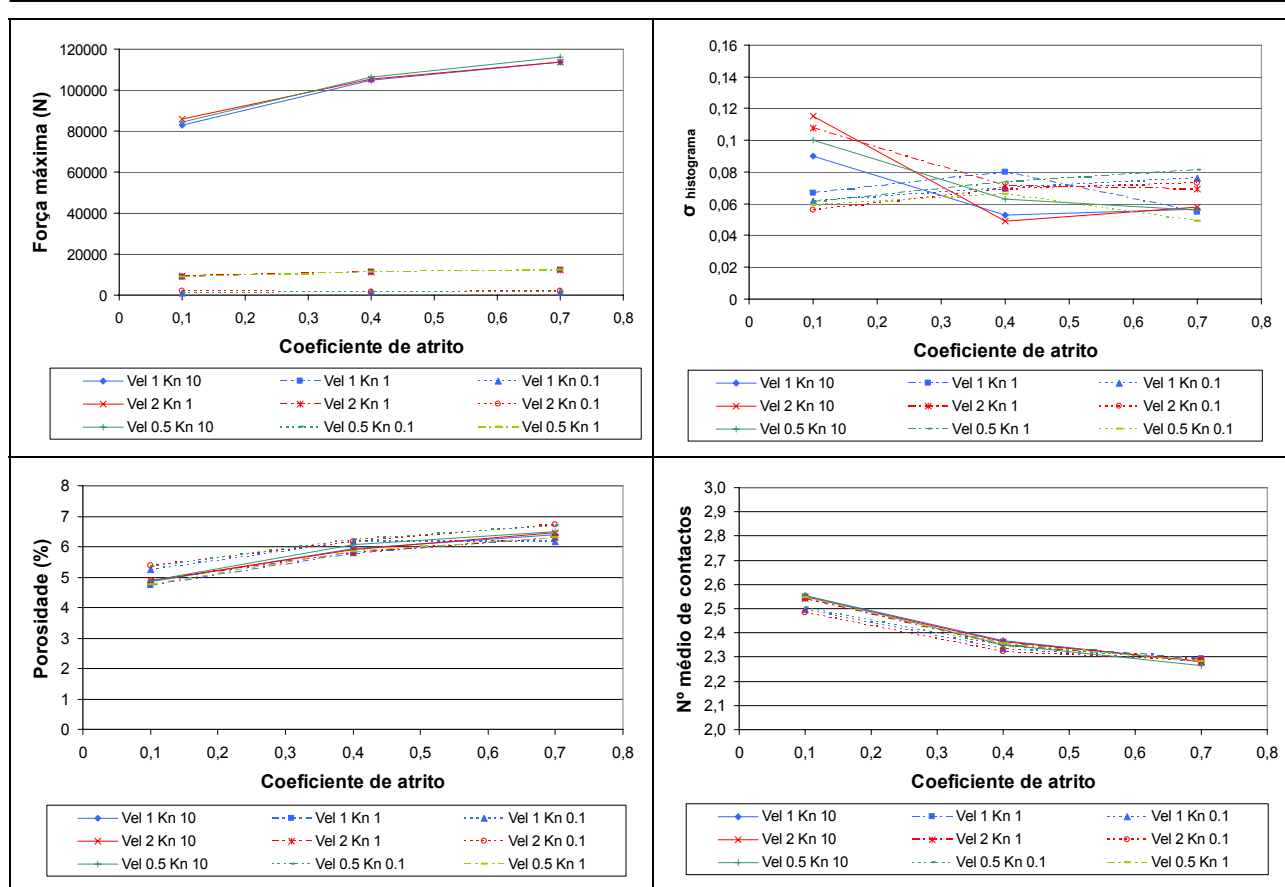


Figura 4.61 – Influência da velocidade da placa, da rigidez normal e do atrito na força máxima, na porosidade, no número médio de contactos e no desvio padrão do histograma da assembleia após carregamento

O parâmetro α , rácio entre rigidez de corte e rigidez normal, influencia apenas ligeiramente o valor da força máxima na placa de carregamento. Tal como referido atrás, a força é influenciada grandemente pela rigidez normal e em menor escala pelo atrito.

A porosidade e o número médio de contactos apresentam variações semelhantes, que se compreende por estarem interligados. Menor porosidade implica maior número de contactos. A porosidade aumenta com o incremento do atrito entre partículas. A influência da rigidez é pequena e a de α muito baixa. Verifica-se que a assembleia apresenta uma porosidade muito mais baixa do que o desejável. Enquanto que nos provetes ensaiados a porosidade baixa de 17,6% para 11,5%, nas simulações baixa de 17,9% para 4,8% a 6,6%.

De acordo com a revisão anterior sobre o arranjo espacial de partículas, existem limitações importantes quando se procura simular em 2D estruturas essencialmente tridimensionais. Apesar da geração de uma assembleia inicial com características próximas da realidade, não é possível reproduzir a evolução da porosidade durante o carregamento. Desta forma nas simulações seguintes analisa-se a variação das dimensões da assembleia (altura) em detrimento da porosidade. Caso necessário a porosidade pode ser obtida pelo conhecimento das dimensões da assembleia, na medida em que durante o carregamento a “massa da assembleia” e a secção transversal se mantêm inalteráveis. Nas simulações para outras misturas betuminosas e formas de compactação procura-se que as assembleias iniciais apresentem uma porosidade (medida) próxima da real porque assim garante-se uma maior capacidade de rearranjo da estrutura por movimento de

partículas durante o processo, de acordo com o que acontece no processo real.

O histograma dos contactos, representação da distribuição das direcções dos contactos, é influenciado pelos parâmetros analisados mas não é possível concluir sobre nenhuma tendência. Pode assinalar-se que o desvio padrão baixou em todos os casos, que se traduz por uma distribuição mais próxima da isotrópica.

Da análise conjunta da influência da velocidade da placa e do coeficiente de atrito verifica-se que a força máxima cresce de forma quase linear com o atrito mas é pouco influenciada pela velocidade da placa. A porosidade e o número médio de contactos são influenciados ligeiramente pela velocidade da placa, enquanto o atrito induz um decréscimo do número médio de contactos e um aumento quase linear na porosidade.

Em concordância com a análise anterior, o histograma de contactos é alterado pelos valores definidos para o coeficiente de atrito e para velocidade da placa mas não é possível determinar uma tendência clara.

Na Figura 4.62 pode verificar-se que a velocidade da placa não influencia grandemente os valores da força ao longo da deformação, no entanto detectam-se algumas perturbações localizadas nas curvas para as maiores velocidades. A velocidade intermédia parece adequar-se à simulação pretendida.

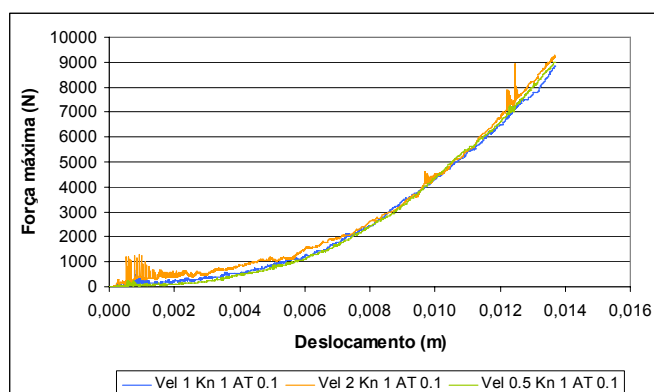


Figura 4.62 – Comparação da evolução da força na placa com a deformação imposta na assembleia para os 3 valores da velocidade da placa

Os dados apresentados referem-se à primeira parte do ensaio, o carregamento. De seguida analisa-se a influência de alguns parâmetros na resposta da assembleia ao descarregamento com uma velocidade 10 vezes menor que a do carregamento, tal como nos ensaios laboratoriais. Nos ensaios laboratoriais existiu um período (fase 2) em que se manteve a carga, existindo apenas pequenas deformações. Nas simulações elásticas não se simulou a segunda fase pois devido às características do modelo de contacto elástico não existem deformações para carga constante, uma vez que a contribuição do amortecimento viscoso é insignificante para a escala de tempo utilizada.

Na figura seguinte pode observar-se a evolução típica da força durante o carregamento e descarregamento. A deformação recuperada durante o descarregamento atinge os 48,7%. Este valor é muito mais elevado do que o verificado nos ensaios laboratoriais (6,3%).

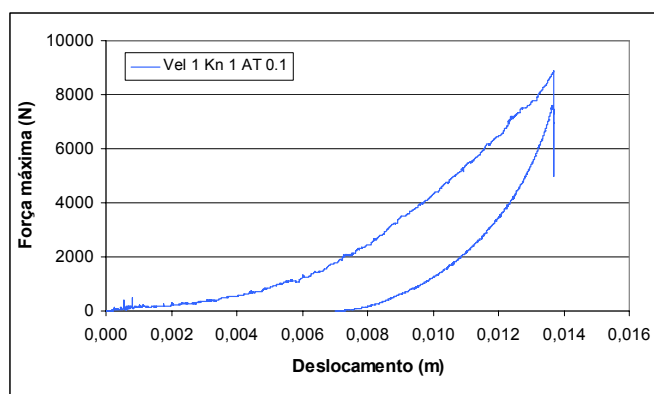


Figura 4.63 – Evolução da força na placa durante o carregamento e descarregamento

De modo a diminuir a diferença da recuperação da deformação avaliou-se a influência do aumento da resistência da ligação “Adesão Pontual” entre as partículas de betume, 10 e 100 vezes o valor inicial. A resistência igual a 10 e 100 vezes superior à resistência inicial induz exactamente os mesmos resultados na assembleia, mais precisamente 24,7% de recuperação. Conclui-se que o aumento da resistência à tracção da ligação entre as partículas de mastique diminui a recuperação mas não é suficiente.

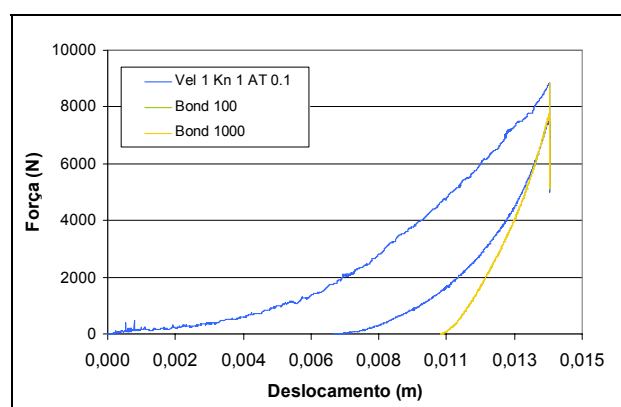


Figura 4.64 – Comparação da recuperação elástica para diferentes valores de “Adesão Pontual”

Relativamente aos outros parâmetros como velocidade da placa, rigidez normal e atrito, são apresentadas nas próximas figuras a comparação entre os vários casos. Considerou-se “Adesão Pontual” com uma resistência 10 vezes superior ao valor inicial (100 N).

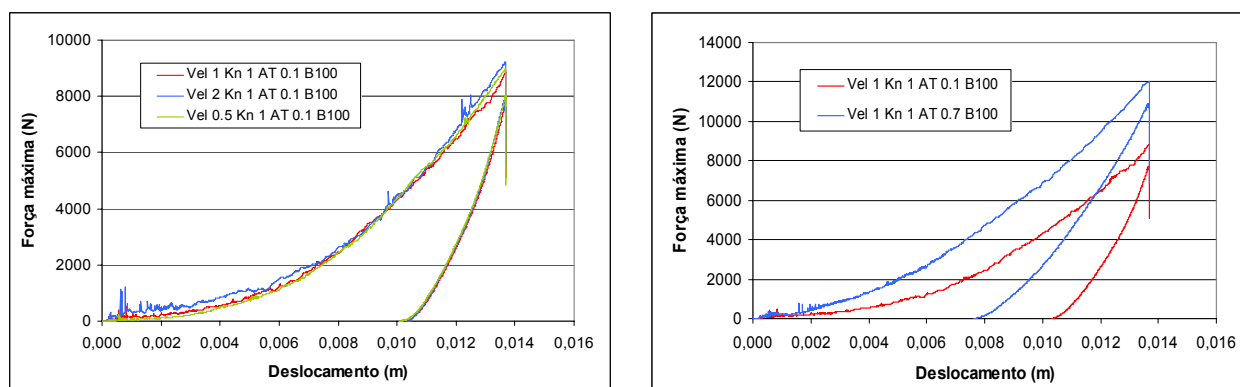


Figura 4.65 – Comparação da recuperação elástica para diferentes valores da velocidade da placa e coeficiente de atrito

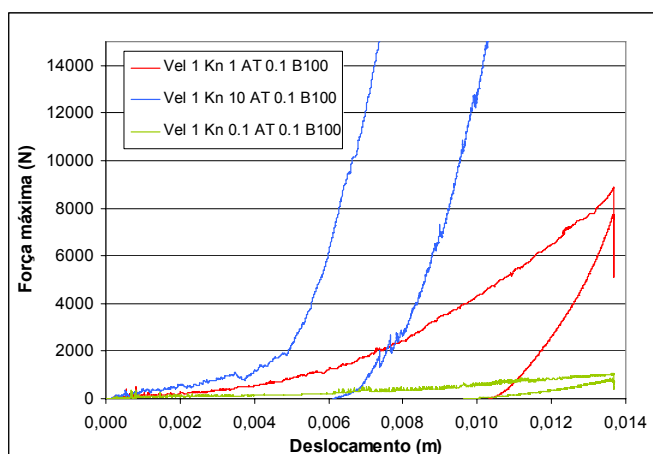


Figura 4.66 – Comparação da recuperação elástica para diferentes valores da rigidez normal do contacto mastique-mastique

Durante o descarregamento, tal como no carregamento, a velocidade da placa não influencia o comportamento da assembleia. Pelo menos para valores pequenos. O incremento do coeficiente de atrito aumenta a força máxima devido ao aumento da resistência à compactação. No entanto durante o descarregamento a deformação recuperada é maior para um maior valor do coeficiente de atrito. De acordo com o referido anteriormente este fenómeno acontece porque ao aumentar o coeficiente de atrito mais partículas tendem a rolar do que a escorregar, aumentando o volume da assembleia (fenómeno de dilatância).

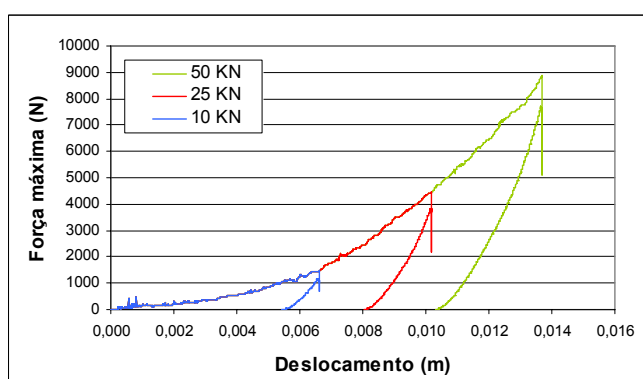


Figura 4.67 – Comparação do carregamento e descarregamento para os três patamares de força

A comparação da evolução da força durante o carregamento e descarregamento, considerando as deformações máximas para cada um dos patamares de força utilizados nos ensaios laboratoriais, permite verificar que apresentam um comportamento similar (Figura 4.67). A recuperação elástica varia entre 18 % e 25% para as cargas extremas (10 e 50 kN). A deformação plástica resulta principalmente do rearranjo das partículas da assembleia e em menor grau do amortecimento.

4.7.2 Simulações viscoelásticas (modelo de Burgers)

As simulações elásticas não se mostraram adequadas à simulação da compactação estática de misturas betuminosas, no ensaio de compressão uniaxial. Assim, com base na descrição anterior sobre o modelo viscoelástico de Burgers procedeu-se à sua aplicação como modelo de contacto entre partículas.

O objectivo da aplicação do modelo de Burgers é aumentar a deformação plástica na assembleia, com uma boa correspondência da evolução da força durante o ensaio.

O modelo de Burgers apresenta mais dificuldades de implementação do que o modelo elástico linear. Existem quatro parâmetros em vez de um e o comportamento depende do factor tempo. Não existindo dados relativamente ao comportamento do mastique, o agregado é considerado elástico, a forma de encontrar os valores admissíveis passa pelo método da “tentativa e erro”, com os devidos cuidados de conduzir o estudo de forma a minimizar o número de simulações efectuadas. Além do maior número de parâmetros e do factor tempo, a duração do cálculo aumenta substancialmente.

O processo da implementação no PFC2D incluiu as seguintes tarefas:

- identificar na bibliografia os valores dos parâmetros utilizados (Tabela 4.15);
- determinar as forças médias nos contactos nas simulações elásticas;
- aplicar as forças médias em simulações com apenas 2 partículas (mastique-mastique);
- testar as hipóteses com maior potencial identificadas no ponto anterior.

Fonte	K1 (N/m)	C1 (Ns/m)	K2 (N/m)	C2 (Ns/m)
Abbas (2004)	$(0,6 \text{ a } 2,2) \times 10^{+6}$	$(1,3 \text{ a } 6,3) \times 10^{+4}$	$(2,2 \text{ a } 9,3) \times 10^{+4}$	$(0,9 \text{ a } 2,6) \times 10^{+4}$
Lee (2006)	$1,0 \times 10^{+6}$	$5,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$5,0 \times 10^{+6}$
Chang & Meegoda (1997)	$2,0 \times 10^{+9}$	$2,0 \times 10^{+7}$	$2,0 \times 10^{+5}$	$2,0 \times 10^{+5}$

Tabela 4.15 – Parâmetros do modelo de Burgers utilizados por diversos autores em simulações de misturas betuminosas com MED

A primeira análise aos valores da tabela mostra uma grande variabilidade, em todos os parâmetros. As condições de utilização destes valores são bastante diferenciadas: uma película de betume que recobre os agregados em Chang & Meegoda (1997); partículas idealizadas de mistura betuminosa, com agregado até 2,36 mm, em Lee (2006); e mastique, betume e filler, numa simulação de misturas betuminosas, em Abbas (2004). Assim compreende-se a dispersão de valores utilizados.

Nas simulações com modelo de contacto elástico linear, as forças de contacto média e máxima são descritas na tabela seguinte.

Contacto	Força máxima (N)	Força média (N)
mastique-mastique	248,8	35,5
mastique-agregado	363,0	59,5

Tabela 4.16 – Forças máxima e média nos contactos numa simulação elástica

De seguida foram conduzidas diversas simulações, utilizando o modelo de contacto de Burgers, da interacção de duas partículas de mastique (diâmetro de 1 mm). Foi imposto um aumento linear da força durante o carregamento (máxima 50 N), no mesmo número de ciclos e para o mesmo passo de cálculo definido nas restantes simulações da assembleia, e um decrescimento linear no final até zero. É analisada a

interpenetração das partículas no final do carregamento e do descarregamento. A Figura 4.68 apresenta uma imagem das partículas durante a simulação e os valores dos parâmetros do modelo de Burgers utilizados.

Não é analisado a fase de carga constante porque não se pretende simular esta fase do ensaio. O modelo de Burgers apresenta uma deformação plástica final dependente do amortecedor em série (Maxwell), que aumenta linearmente para cargas constantes e por isso não se adequa bem ao comportamento desejado. Um modelo apenas plástico também não se adequaria por aumentar simplesmente as interpenetrações e limitar fortemente o rearranjo das partículas na assembleia.

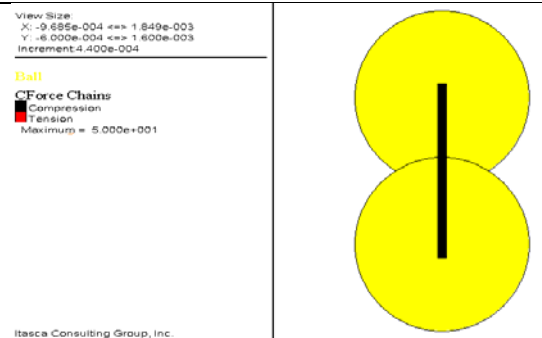
Simulação	K1 (N/m)	C1 (Ns/m)	K2 (N/m)	C2 (Ns/m)	
1	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	
2	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+5}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	
3	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+4}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	
4	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+4}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+8}$	
5	$1,0 \times 10^{+7}$	$1,0 \times 10^{+5}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+8}$	
6	$0,5 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+4}$	$2,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+8}$	

Figura 4.68 – Parâmetros do modelo de Burgers utilizado nas simulações e imagem das duas partículas no final do carregamento

Na Tabela 4.17 são apresentados os valores da deformação no final do carregamento e no final do descarregamento. Verifica-se, como esperado, que quanto menor o valor da viscosidade do amortecedor Maxwell maior a deformação. Como se pretende uma deformação plástica final considerável, retém-se como ponto de partida os parâmetros das simulações nº 3 e 4.

Simulação	Δ_{inicial} (mm)	$\Delta_{\text{carregamento}}$ (mm)	Δ_{final} (mm)
1	0	0,51	0,01
2	0	0,56	0,07
3	0	1,08	0,63
4	0	1,07	0,62
5	0	0,05	0,01
6	0	1,57	0,62

Tabela 4.17 – Deformações resultantes do carregamento e descarregamento em apenas 2 partículas

No PFC2D a rigidez do contacto no modelo de contacto elástico linear é calculado a partir da rigidez de cada uma das partículas de acordo com as equações (4.15) e (4.16), enquanto no modelo de Burgers são introduzidos os valores finais dos parâmetros do modelo no contacto. Desta forma foram identificados sete tipos de contactos diferentes:

1. mastique-mastique;
2. mastique-agregado;
3. agregado-agregado;
4. mastique-parede;
5. agregado-parede;

6. mastique-parede de carregamento;
7. agregado-parede de carregamento.

Os contactos 3, 5, 6 e 7 foram considerados como elásticos lineares enquanto os restantes viscoelásticos. Os dois últimos foram considerados elásticos para que houvesse deformações muito pequenas nos contactos com a parede de carregamento e simplificar o processo de validação. Os restantes contactos apesar de obedecerem ao modelo de Burgers, apresentam características diferentes de acordo com a divisão em dois grupos (“Burgers 1” e “Burgers 2”). O primeiro engloba os contactos do tipo 1, enquanto o segundo engloba os contactos dos tipos 2 e 4. Considerou-se que os contactos do segundo grupo deveriam ter uma rigidez maior do que os pertencentes ao primeiro grupo. A deformação ocorre maioritariamente nos contactos das partículas de mastique. Como ponto de partida considerou-se uma rigidez da mola Maxwell dez vezes maior no contacto do segundo grupo. A Tabela 4.18 e a Tabela 4.19 apresentam os valores de base utilizados nas simulações viscoelásticas.

Elemento	Parâmetro	Valores
Agregado	K_n (MN/m)	100
	α	1,0
	“Adesão Pontual” (N)	0
	Φ	2,0
Mastique	K_n (MN/m)	5
	α	1,0
	“Adesão Pontual” (N)	0
	Φ	0,3
Placa de carregamento	Velocidade de carregamento ($\text{mm} \times 10^{-4}/\text{ciclo}$)	0,6

Tabela 4.18 – Parâmetros constantes em todas as simulações

Grupo	Parâmetro	Valores
Burgers 1 (contactos tipo 1)	$K1$ (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$
	$C1$ (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+4}$
	$K2$ (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$
	$C2$ (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+6}$
	“Adesão Pontual” (N)	100
	Φ	0,30
Burgers 2 (contactos tipo 2 e 4)	$K1$ (N/m)	$10,0 \times 10^{+6}$
	$C1$ (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+4}$
	$K2$ (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$
	$C2$ (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+6}$
	“Adesão Pontual” (N)	100
	Φ	0,30

Tabela 4.19 – Parâmetros da simulação inicial

Na Figura 4.69 é representado a comparação da evolução da força na simulação e da força obtida nos ensaios laboratoriais.

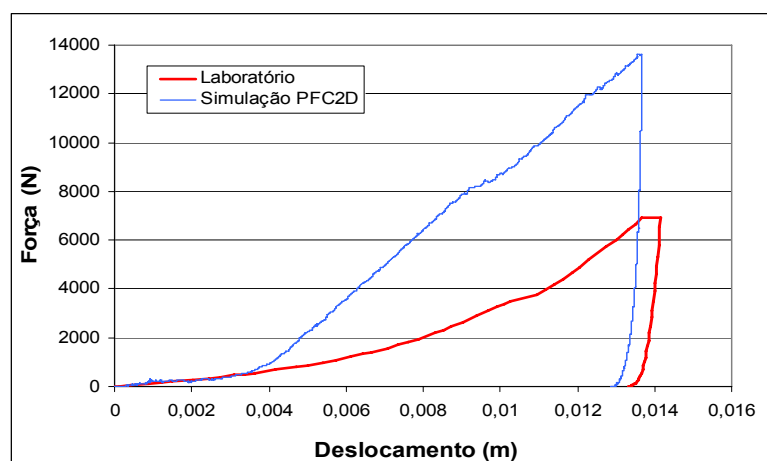


Figura 4.69 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulação e laboratório

A simulação apresenta uma força quase sempre muito maior que a obtida no ensaio, no entanto a recuperação durante o descarregamento já se apresenta bastante próxima da do ensaio. Não foi simulada a fase de carga constante. Após a carga máxima iniciou-se imediatamente a fase de descarregamento com um décimo da velocidade na placa. Assim não existe o segmento quase horizontal após a carga máxima, como se pode verificar na curva do ensaio laboratorial.

Após esta simulação foram executadas dezenas de simulações, com alterações dos parâmetros do modelo de Burgers, principalmente de KI e do coeficiente de atrito. O aumento do coeficiente de atrito e de KI , como esperado, aumenta a força para um mesmo deslocamento. De seguida, na Figura 4.70 são apresentadas as simulações com comportamento mais próximo do pretendido. A Tabela 4.20 apresenta os valores dos parâmetros do modelo de Burgers utilizados em cada simulação e a Tabela 4.21 apresenta alguns dados da assembleia após o ensaio.

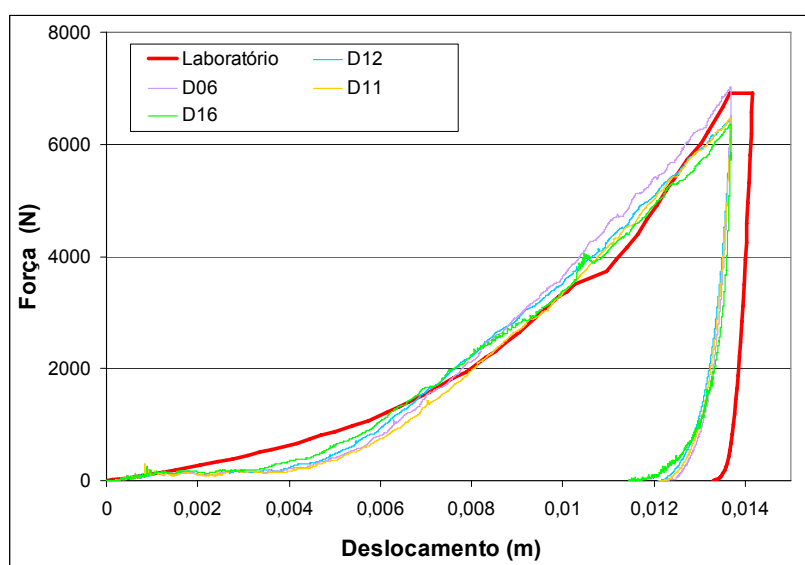


Figura 4.70 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações com melhor desempenho e laboratório

Grupo	Parâmetro	D06	D11	D12	D16
Burgers 1 (contactos tipo 1)	K1 (N/m)	$3,5 \times 10^{+5}$	$3,5 \times 10^{+5}$	$3,5 \times 10^{+5}$	$2,0 \times 10^{+5}$
	C1 (Ns/m)	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$
	K2 (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$
	C2 (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$
	“Contact bond” (N)	100	100	100	100
	Φ	0,075	0,075	0,150	0,300
Burgers 2 (contactos tipo 2 e 4)	K1 (N/m)	$3,5 \times 10^{+6}$	$1,75 \times 10^{+6}$	$1,25 \times 10^{+6}$	$11,0 \times 10^{+6}$
	C1 (Ns/m)	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$
	K2 (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$
	C2 (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$
	“Contact bond” (N)	100	100	100	100
	Φ	0,300	0,300	0,300	0,300

Tabela 4.20 – Parâmetros das simulações com melhores resultados

Parâmetro	Assembleia Inicial	D06	D11	D12	D16
Nº médio de contactos	0,72	3,41	3,38	3,31	3,43
Porosidade (%)	16,9	5,2	5,3	5,6	6,1
Desvio padrão Histograma	0,193	0,093	0,096	0,094	0,066
Recuperação elástica (%)	----	11,0	11,4	11,6	16,3

Tabela 4.21 – Caracterização da assembleia após descarregamento

No Anexo G pode ser consultado o ficheiro de entrada de dados no software PFC2D para a realização da simulação “D12”.

As simulações representadas revelam um comportamento próximo do obtido nos ensaios laboratoriais. Verifica-se ser possível encontrar vários conjuntos de valores dos parâmetros com resultados semelhantes da assembleia, para as condições testadas. Para todas, em quase todo o ensaio a força encontra-se dentro do intervalo de $\pm 10\%$ com a exceção do intervalo de deslocamento 2 a 6 mm. Em nenhuma das simulações foi possível corrigir a evolução da força nesta região sem prejudicar o comportamento nas restantes áreas. Provavelmente a força reduzida na parte inicial resulta da elevada porosidade inicial que não permite criar resistência ao deslocamento da placa. Tal como foi anteriormente referido, em 3D a porosidade é sempre muito maior do que a correspondente a 2D. Assim nesta representação a 2D, não existem inicialmente tantas oportunidades de as partículas criarem contactos e posições estáveis como existem numa situação a 3D com a mesma porosidade.

As assembleias finais, após descarregamento, apresentam características comuns. Apenas a assembleia “D16” teve uma recuperação elástica maior e daí a maior porosidade, no entanto o número de contactos médio é maior que em outras assembleias. A porosidade é baixa, de acordo com o referido anteriormente nas

simulações elásticas. A recuperação elástica é maior que a obtida nos ensaios laboratoriais, 6,3%, mas inferior a metade da obtida com o modelo elástico linear.

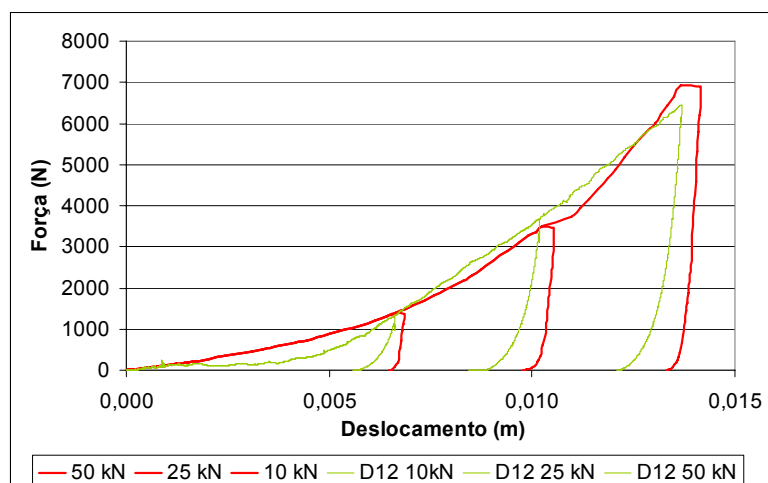


Figura 4.71 – Comparação da relação força/deslocamento obtida no laboratório e numericamente (“D12”), para as 3 cargas

Na Figura 4.71 comparam-se os resultados laboratoriais e numéricos (simulação “D12”), para os três patamares de carga. Pode concluir-se que a utilização do modelo de Burgers como modelo de contacto permite aproximar o comportamento da assembleia à realidade com melhorias evidentes relativamente ao modelo elástico linear, mais comumente implementado na bibliografia consultada. O procedimento utilizado para validar a utilização do modelo de Burgers revelou-se eficaz.

4.7.3 Optimização dos resultados

Os resultados apresentados, com a utilização do modelo de contacto de Burgers, apresentam margem para optimização. A adequação da curva força-deslocamento não é completa. Assim procurou-se identificar novas técnicas que permitissem aproximar os resultados da simulação e os obtidos nos ensaios laboratoriais.

Anteriormente justificou-se o afastamento das curvas no intervalo de deslocamento 2 a 6 mm, gráfico força-deslocamento, com o diminuto número de contactos das partículas na zona superior do provete que influencia a resistência à compactação. Desta forma a primeira medida consistiu em aumentar o número de partículas na assembleia. Foram adicionadas partículas de mastique, geradas de forma aleatória no provete, com interpenetrações elevadas, permitindo de seguida um rearranjo até ao equilíbrio. Testaram-se duas modalidades distintas, a geração das partículas apenas na parte superior do provete (1 cm) ou na assembleia total.

A geração nas duas modalidades é idêntica, quer em termos de porosidade quer de tensões. O rearranjo não introduz diferenças significativas em um e outro caso. Para valores superiores a 150 partículas adicionadas à assembleia, após rearranjo, esta não se encontra em equilíbrio. Nestas situações a assembleia está comprimida, que pode ser verificado pelas tensões médias elevadas. Em laboratório o provete, após

preparação, encontra-se em equilíbrio no molde. Um dos objectivos durante o procedimento de preparação da assembleia era a inexistência de tensões iniciais. De modo a anular esta consequência integrou-se no procedimento uma nova tarefa, carregamento e descarregamento da assembleia, mantendo a altura final (76 mm). Com esta tarefa pretendeu-se aumentar o rearranjo das partículas, o qual é limitado, e consequentemente diminuir as tensões na assembleia. Verificou-se ser eficaz até um máximo de 230 partículas. A assembleia modificada apresenta uma diminuição da porosidade de 16,9% para 15,7% e um aumento do número de contactos médio por partícula de 2,5 para 2,6.

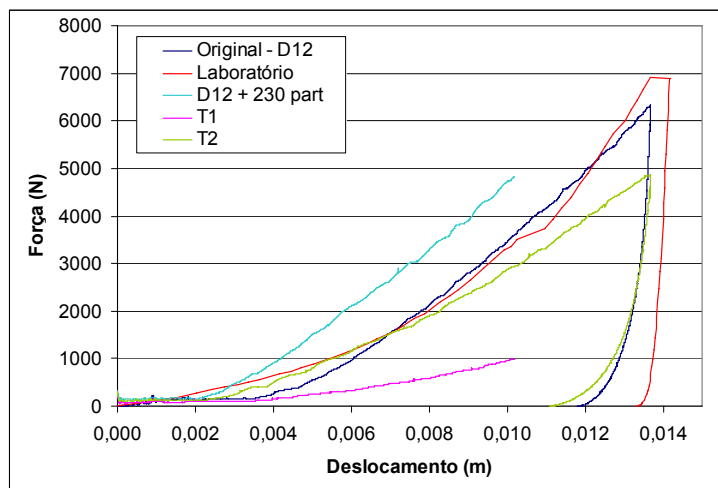


Figura 4.72 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações e laboratório

A simulação “D12 +230 part”, assembleia com mais 230 partículas e igual parametrização a “D12” (simulações Burgers), permite aproximar a parte inicial da curva, no entanto existe um afastamento nas restantes zonas. As simulações “T1” e “T2”, com KI (Burgers 1) igual a, respectivamente, $3,5 \times 10^4$ e $1,5 \times 10^5$ N/m, apresentam um comportamento com menor resistência à compactação no entanto existe um afastamento grande na parte final. Conclui-se que o aumento do número de partículas, e diminuição ligeira da porosidade, em conjunto com o modelo de contacto de Burgers não permitem por si só melhorar os resultados.

Com o objectivo de aproximar os resultados na segunda metade do ensaio, as técnicas a utilizar terão de actuar apenas neste período. Desta forma a influência terá de estar relacionada com a deformação nos contactos. Anteriormente no ponto 4.6.3, comportamento do filme de betume, referiu-se que o betume considerado elástico ou viscoso exhibe em compressão um comportamento dependente da espessura do filme de betume, tendo-se apresentado diversas expressões para a variação do módulo de deformabilidade do betume com a variação das propriedades geométricas do filme de betume. Por outro lado, na construção da assembleia do modelo numérico considerou-se, de acordo com as mais recentes publicações científicas, que o mastique engloba o agregado com dimensão até 2 mm. Na assembleia as partículas de mastique apresentam um diâmetro de 1 mm. Com a progressiva deformação da mistura betuminosa, compactação, as partículas mais finas de agregado, anteriormente dispersas na matriz de betume, começam a entrar em contacto umas com as outras formando uma estrutura sólida que se liga à estrutura maior formada pelos agregados grossos. Estes dois princípios ajudam a compreender a necessidade de se introduzir técnicas que

auxiliem o modelo viscoelástico de Burgers, enquanto modelo de contacto entre as partículas de mastique e mastique-agregado, a reproduzir a interacção das partículas de mastique no modelo numérico de acordo com a realidade.

Com base neste pressuposto foram identificadas duas técnicas: aumento da rigidez do modelo de contacto em função da interpenetração; agrupamento em CLUMPS das partículas com deformações (interpenetrações) elevadas nos contactos. Os CLUMPS são aglomerados de partículas sem possibilidade de quebra dos contactos ou de movimentos relativos entre as partículas que o compõem.

Aumento da rigidez do modelo de contacto

As expressões relativas ao comportamento do filme de betume em compressão não são facilmente adaptáveis às condições de estudo. Estas calculam o factor de endurecimento a partir de A_R , rácio entre o diâmetro da partícula e a espessura do filme de betume. Na simulação o betume está presente no mastique, cujas partículas circulares têm 1 mm de diâmetro, enquanto a espessura do filme de betume calculada por, respectivamente, (4.88) e (4.89), varia entre 0,0121 e 2,44 mm.

Neste estudo optou-se por considerar cada contacto individualmente, primeiro apenas contactos mastique-mastique e somente mais tarde mastique-agregado também, em vez de um estudo partícula a partícula. Assim o factor de forma considerado é:

$$A_R = \frac{R_1 + R_2}{d_{cc}} \quad (4.90)$$

Em que:

R_i – raio da partícula i
 d_{cc} – distância entre os centros das partículas

O factor de endurecimento é aplicado somente a K_I (rigidez do modelo de Maxwell).

$$K_I = f_k(A_R) \times K_{I|A_R=1} \quad (4.91)$$

Em que:

K_I – rigidez do modelo de Maxwell (parte do modelo de Burgers)
 f_k – factor de endurecimento (função do factor de forma)

A técnica foi implementada de acordo com o algoritmo representado na Figura 4.74. No Anexo G pode ser consultado o ficheiro de entrada de dados no software PFC2D para a implementação do algoritmo.

Foram testadas diversas expressões de variação do factor de endurecimento (linear, polinomial, exponencial, etc.), representadas na Figura 4.73. A expressão F9, (4.92), é a que permite obter resultados mais próximos dos experimentais. Com base no método de tentativa e erro conseguiu melhorar-se os resultados com sucesso. Os resultados das diversas simulações são representados graficamente na Figura 4.75.

$$\text{Função F9: } f_k = -2,8714 \times A_R^4 + 12,662 \times A_R^3 - 16,244 \times A_R^2 + 6,4346 \times A_R + 1 \quad (4.92)$$

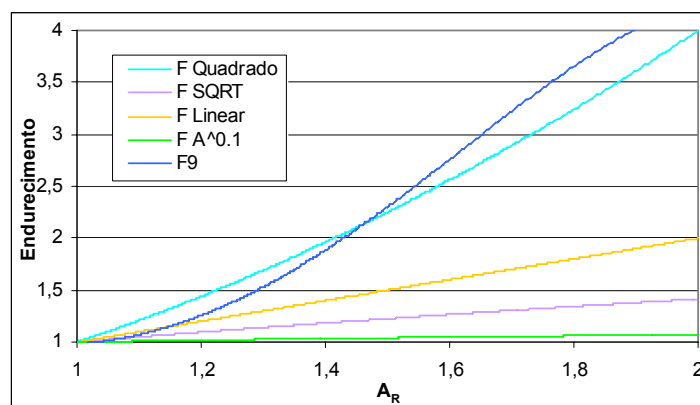


Figura 4.73 – Variação do endurecimento com o factor de forma

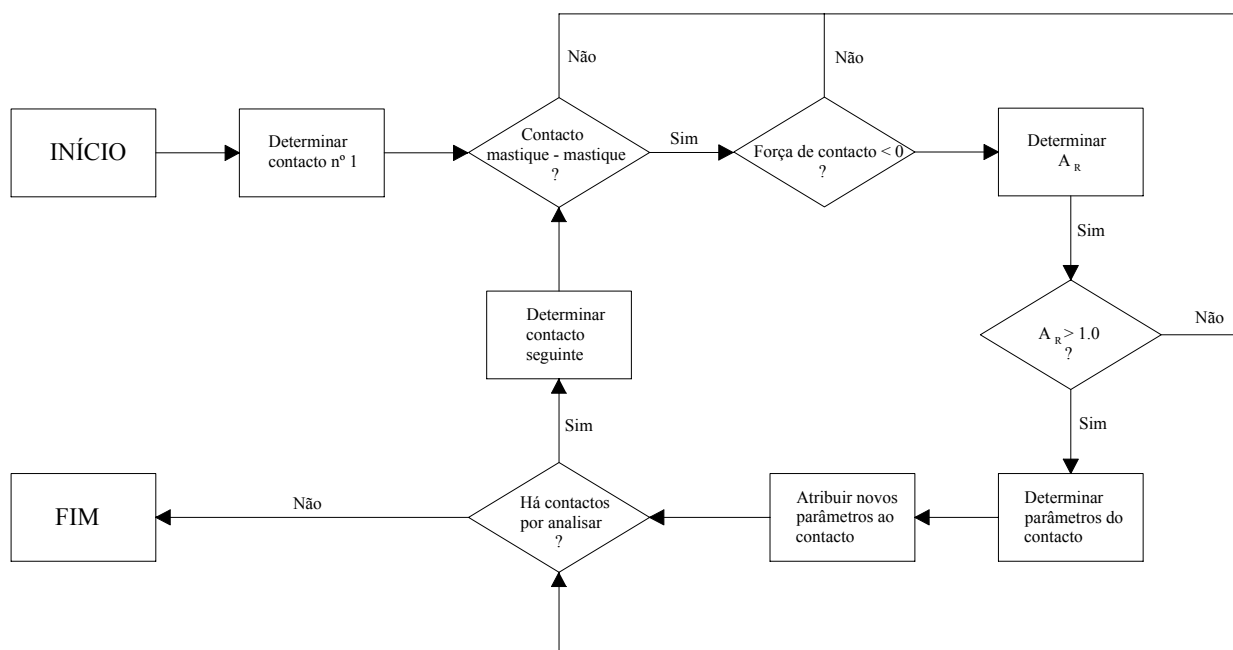


Figura 4.74 – Diagrama do algoritmo para implementação do endurecimento dos contactos em função da sua deformação (apenas contactos mastique-mastique)

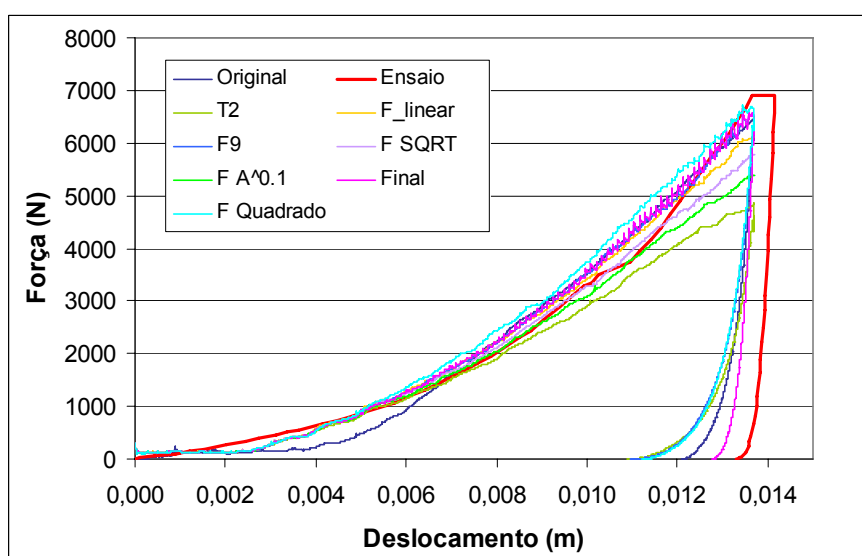


Figura 4.75 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações e laboratório

A simulação “Final” apresenta o comportamento mais próximo do obtido nos ensaios, com as características indicadas na Tabela 4.22, ligeiramente modificadas relativamente à simulação “D12”, e variação do factor de endurecimento de acordo com a expressão $F9$. Pode concluir-se que este procedimento consegue traduzir o fenómeno que ocorre no provete de mistura betuminosa durante o ensaio de compactação.

Parâmetro	Burgers 1 (contactos tipo 1)	Burgers 2 (contactos tipo 2 e 4)
K1 (N/m)	$1,5 \times 10^{+5}$	$1,25 \times 10^{+6}$
C1 (Ns/m)	$0,1 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$
K2 (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$
C2 (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$
“Adesão Pontual” (N)	100	100
Φ	0,150	0,300
Endurecimento	F9	-----

Tabela 4.22 – Parâmetros da simulação “Final”

Após os bons resultados apresentados, prosseguiu-se com a extensão do procedimento aos contactos do tipo mastique-agregado (Burgers 2). Na Figura 4.76 ilustram-se as curvas obtidas em diversas simulações, com variação da expressão de endurecimento e da rigidez $K1$ nos contactos do tipo Burgers 2. Na Tabela 4.23 apresentam-se os parâmetros da simulação “R1”, que apresenta a maior afinidade com os resultados laboratoriais.

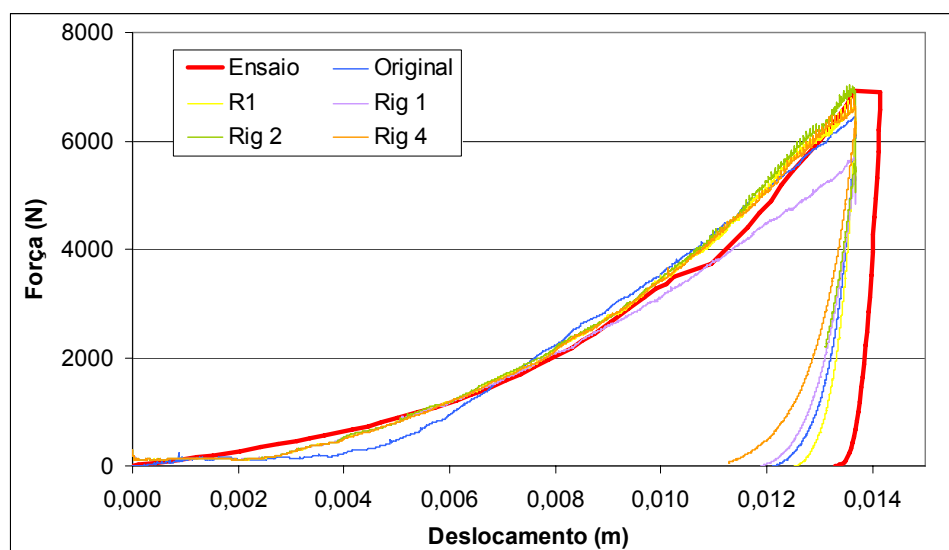


Figura 4.76 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações e laboratório

Parâmetro	Burgers 1 (contactos tipo 1)	Burgers 2 (contactos tipo 2 e 4)
K1 (N/m)	$1,5 \times 10^{+5}$	$0,7 \times 10^{+6}$
C1 (Ns/m)	$0,1 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$
K2 (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$
C2 (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$
“Adesão Pontual” (N)	100	100
Φ	0,150	0,300
Endurecimento (expressão)	F9	F9

Tabela 4.23 – Parâmetros da simulação “R1”

As simulações “Final” e “R1”, nas quais se aplicou o aumento da rigidez do modelo de contacto aos contactos, respectivamente, do tipo 1 ou dos tipos 1 e 2, são representadas na Figura 4.77. Ambas as simulações são muito semelhantes, com resultados bastante melhores quando comparados com a simulação “D12” (Figura 4.71). Verifica-se que a conjugação da diminuição da porosidade inicial com o aumento da rigidez a partir da interpenetração das partículas (endurecimento) permite aproximar os resultados numéricos e experimentais. As curvas não são tão “suaves” como nas simulações originais pois o algoritmo de modificação da rigidez só é aplicado a cada 250 ciclos, de forma a diminuir o tempo de cálculo.

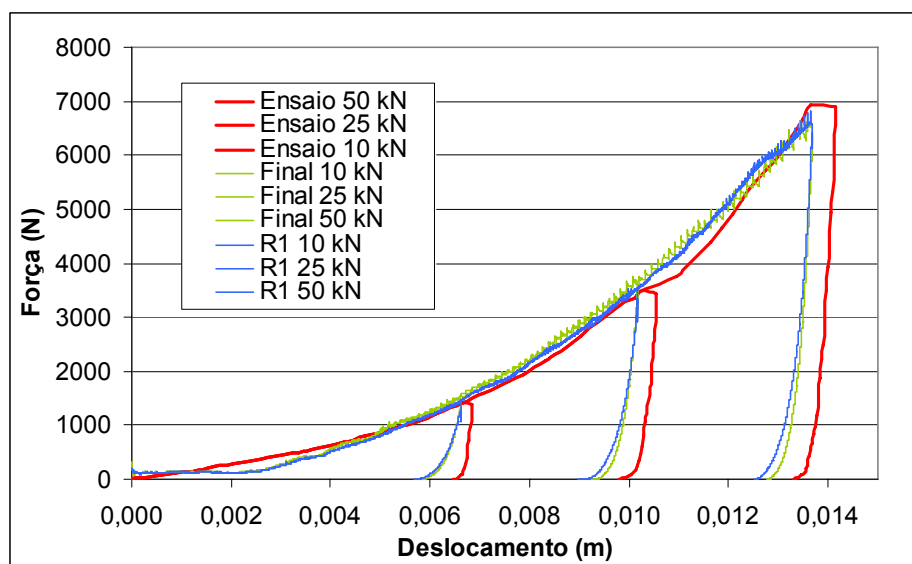


Figura 4.77 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, para as 3 cargas, das simulações (“Final” e “R1”) e laboratório

Na Figura 4.78 é apresentada a assembleia após a simulação do ensaio, simulação “R1”, a qual pode ser comparada com a Figura 4.49, que ilustra a assembleia antes do ensaio de compactação. Nesta imagem é já difícil de identificar os espaços vazios entre as partículas, que demonstra o efeito de compactação ocorrido. Os agregados grossos aproximaram-se e a assembleia apresenta um aspecto geral homogéneo.

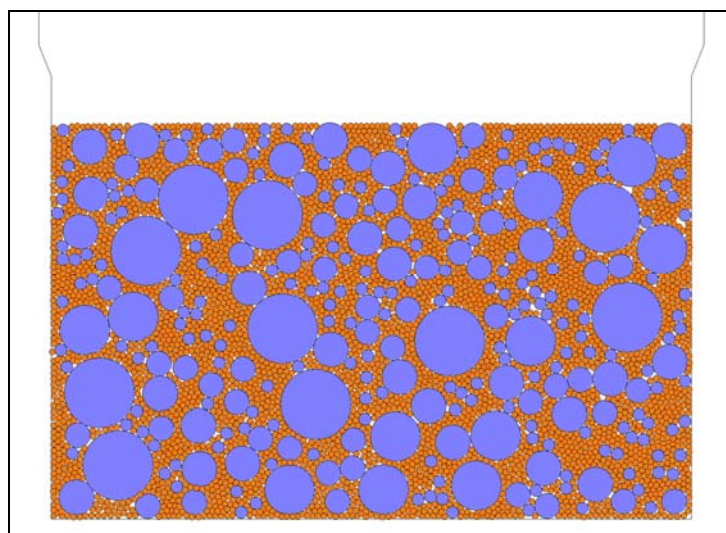


Figura 4.78 – Imagem da assembleia após simulação do ensaio laboratorial, simulação “R1”

Agregação de partículas em CLUMPS

O procedimento alternativo (segunda técnica indicada) ao aumento da rigidez dos contactos com o aumento da deformação (endurecimento) é a formação de aglomerados de partículas sem possibilidade de quebra dos contactos ou de movimentos relativos entre as partículas. Este tipo de aglomerados é aqui designado de CLUMP devido ao nome homónimo da função que os permite criar no PFC2D. Os contactos exteriores do CLUMP com as restantes partículas da assembleia não são afectados.

Na bibliografia podem ser encontrados diversos propósitos para a utilização desta funcionalidade. You (2003) aplicou-a para criar partículas com formatos mais próximos dos reais na reprodução da assembleia através de imagens fotográficas de misturas betuminosas. Cho *et al.* (2007) comparou a introdução de CLUMPS com as metodologias tradicionais do MED para simular testes de compressão uniaxial em rocha e material sintético. A incorporação de CLUMPS permitiu melhorar consideravelmente a reprodução do teste no modelo numérico. Ambos os trabalhos aplicam a função antes do carregamento, isto é, durante a geração da assembleia.

As propriedades básicas dos CLUMPS são a massa total m , a localização do centro de massa $x_i^{[G]}$ e o momento e produto de inércia I_{ii} e I_{ij} . Para um CLUMP geral constituído por N_p partículas, cada uma com massa $m^{[p]}$, raio $R^{[p]}$ e centro $x_i^{[p]}$, as propriedades são definidas pelas seguintes expressões:

$$m = \sum_{p=1}^{N_p} m^{[p]} \quad (4.93)$$

$$x_i^{[G]} = \frac{1}{m} \sum_{p=1}^{N_p} m^{[p]} x_i^{[p]} \quad (4.94)$$

$$I_{ii} = \sum_{p=1}^{N_p} \left[m^{[p]} (x_j^{[p]} - x_j^{[G]})(x_j^{[p]} - x_j^{[G]}) + \frac{2}{5} m^{[p]} R^{[p]} R^{[p]} \right] \quad (j \neq i) \quad (4.95)$$

$$I_{ij} = \sum_{p=1}^{N_p} \left[m^{[p]} (x_i^{[p]} - x_i^{[G]})(x_j^{[p]} - x_j^{[G]}) \right] \quad (j \neq i) \quad (4.96)$$

Tal como para as partículas isoladas o movimento do CLUMP é determinado pelos vectores força e momento a que está sujeito. A força F_i e momento M_i resultantes são iguais à soma das forças/momentos externas aplicadas às partículas e das forças actuantes nos contactos/momentos provocados nos centros das partículas pelas forças nos contactos.

Quando se adiciona aos CLUMPS novas partículas, ou se geram CLUMPS com partículas em contacto, as forças de contacto existentes são preservadas durante a simulação. O efeito de adicionar uma partícula a um CLUMP é tratado como uma “colisão” em que o CLUMP final se move como um corpo rígido. Nesse sistema os momentos linear e angular são conservados porque não existem forças externas a actuar no sistema durante a “colisão”. A velocidade linear final é determinada igualando o momento linear antes e

depois da adição da partícula, e a velocidade angular final igualando os momentos angulares.

Anteriormente referiu-se que não existem regras sobre qual a deformação máxima nos contactos que inviabiliza um dos princípios fundamentais do MED no PFC2D: partículas circulares rígidas com contactos deformáveis. Nazer (2001) considera que este é válido até ao máximo de sobreposição igual a 20% enquanto Gethin *et al.* (2003) restringe a 10%.

Na Tabela 4.24 apresentam-se os valores médios relativos da deformação nos contactos de algumas simulações apresentadas atrás. A simulação “D12” apresenta uma recuperação elástica maior e logo uma diminuição elevada do número de contactos com interpenetração maior que 10%. Nas simulações com factor de endurecimento a deformação média é bastante maior e a recuperação elástica praticamente residual. Em “R1”, inesperadamente a deformação média nos contactos mastic-mastic aumenta com o descarregamento, que pode estar relacionada com uma maior diminuição do número de contactos relativamente a “Final”.

Parâmetros	“D12”		“Final”		“R1”	
	Após carregamento	Após descarregamento	Após carregamento	Após descarregamento	Após carregamento	Após descarregamento
Interpenetração média em todos os contactos	0,090 mm 8853 contactos	0,085 mm 6054 contactos	0,108 mm 9844 contactos	0,104 mm 7846 contactos	0,107 mm 9912 contactos	0,105 mm 6514 contactos
Interpenetração (OV) média nos contactos mastic-mastic	0,098 mm 5819 contactos (4075 OV>10%)	0,072 mm 4341 contactos (944 OV>10%)	0,124 mm 6583 contactos (4075 OV>10%)	0,118 mm 5610 contactos (3288 OV>10%)	0,129 mm 6601 contactos (4253 OV>10%)	0,136 mm 4422 contactos (2903 OV>10%)

Tabela 4.24 – Comparação das deformações dos contactos em três simulações diferenciadas

Ao contrário dos tipos de implementação encontrados na bibliografia, neste trabalho a formação de CLUMPS (conjuntos de partículas com contactos inquebráveis e sem movimentos relativos) é progressiva ao longo do carregamento e directamente relacionada com a deformação da assembleia. Atrás referiu-se que a rigidez do mastic varia com a espessura, derivado do comportamento do betume em filme de betume e da estrutura das partículas de agregado dispersas no mastic, que implica a transferência do potencial de deformação das zonas da assembleia com deformações mais elevadas para outras zonas menos deformadas. De acordo com este princípio aplicou-se um algoritmo que identifica os pontos mais deformados da assembleia (maiores interpenetrações nos contactos) e une as partículas em CLUMPS caso estes possuem uma deformação maior que o limite máximo definido.

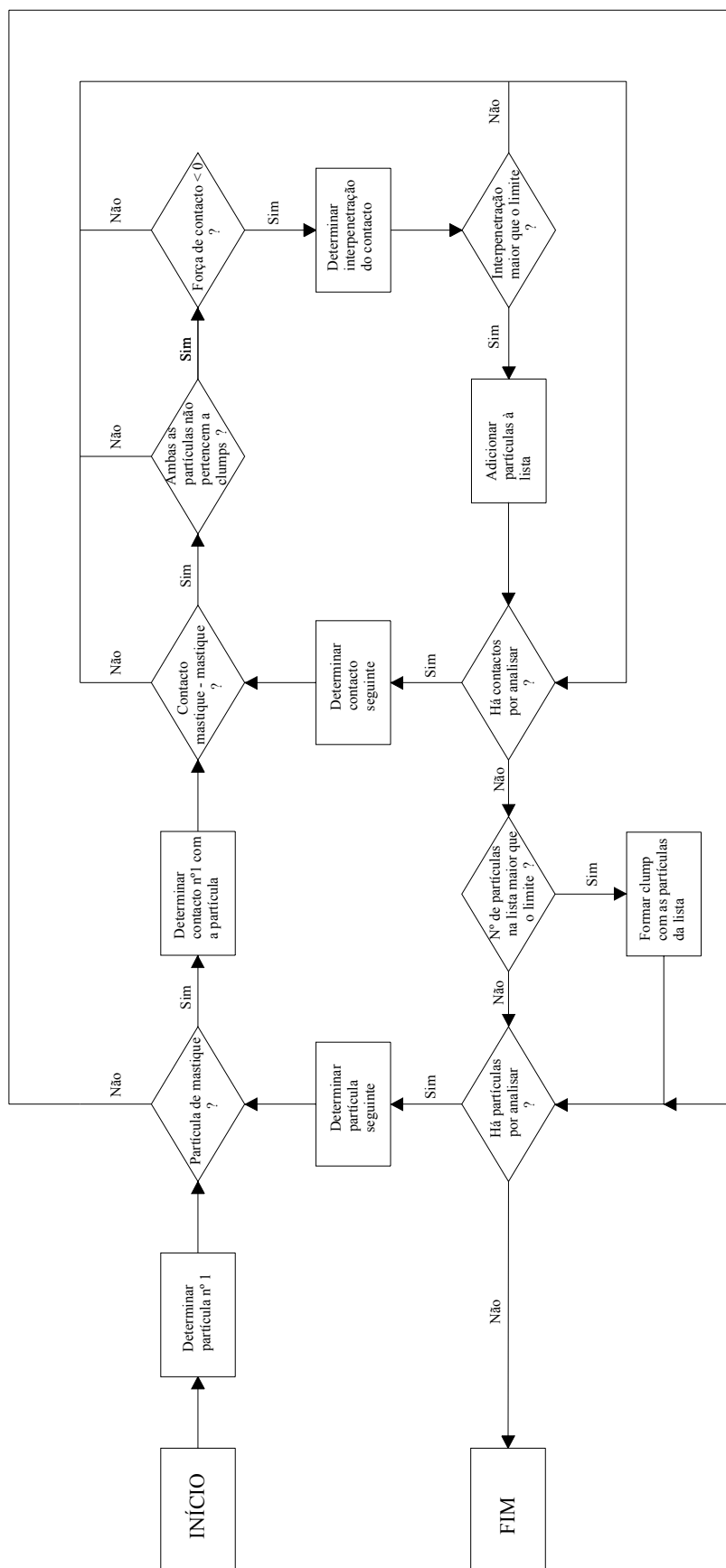


Figura 4.79 – Diagrama do algoritmo do critério A para geração de CLUMPS em função da deformação dos contactos

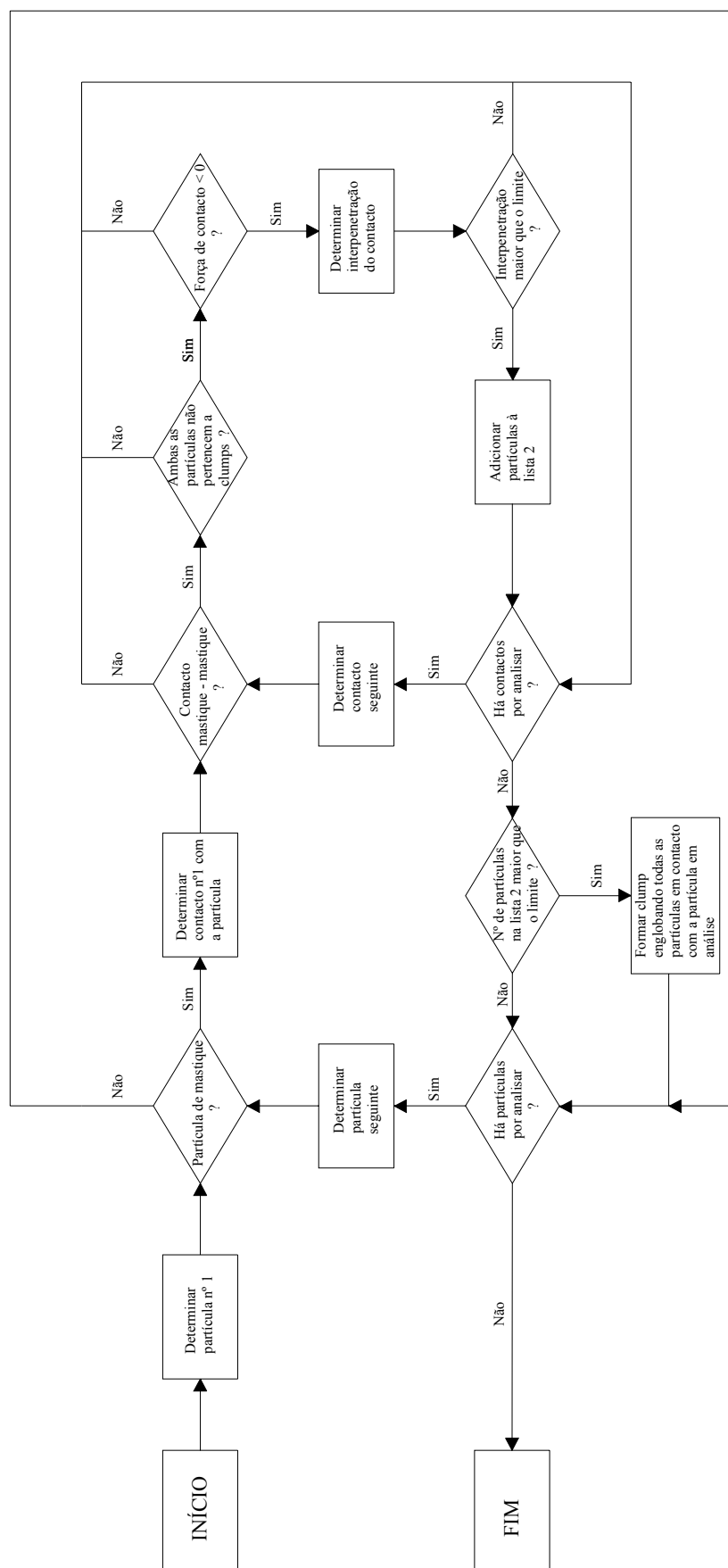


Figura 4.80 – Diagrama do algoritmo do critério B para geração de CLUMPS em função da deformação dos contactos

Como se verifica um elevado número de contactos com deformação elevada, é compreensível a razoabilidade da aplicação do procedimento. Os critérios passíveis de serem utilizados na decisão da formação de CLUMPS são inúmeros. Optou-se por considerar os dois critérios seguintes, a aplicar não simultaneamente:

- A. o CLUMP integra a partícula em análise e as partículas de mastique em contacto com esta, no caso de existir um número mínimo de contactos entre a partícula em análise e outras partículas de mastique com interpenetração maior que o limite (Figura 4.79);
- B. o CLUMP integra a partícula em análise e todas as outras partículas em contacto com esta (mastique e agregado), no caso de existir um número mínimo de contactos entre a partícula em análise e outras partículas de mastique com interpenetração maior que o limite (Figura 4.80).

Durante o carregamento o algoritmo é accionado de n em n ciclos para determinar se algum conjunto de partículas deve ser transformado em CLUMP ou não. O procedimento foi aplicado à mesma assembleia que serviu de base às simulações com aplicação do factor de endurecimento, modificada a partir da original (“D12”) pela introdução de mais partículas (230).

No Anexo G pode ser consultado o ficheiro de entrada de dados no software PFC2D para a implementação do algoritmo correspondente ao critério A.

A Figura 4.81 e a Figura 4.82 ilustram a variação da força com o movimento da placa de carregamento em várias simulações, para as duas alternativas propostas de introdução de CLUMPS, no qual se variaram diversos parâmetros. “Base” representa a simulação sem implementação do algoritmo de formação de CLUMPS.

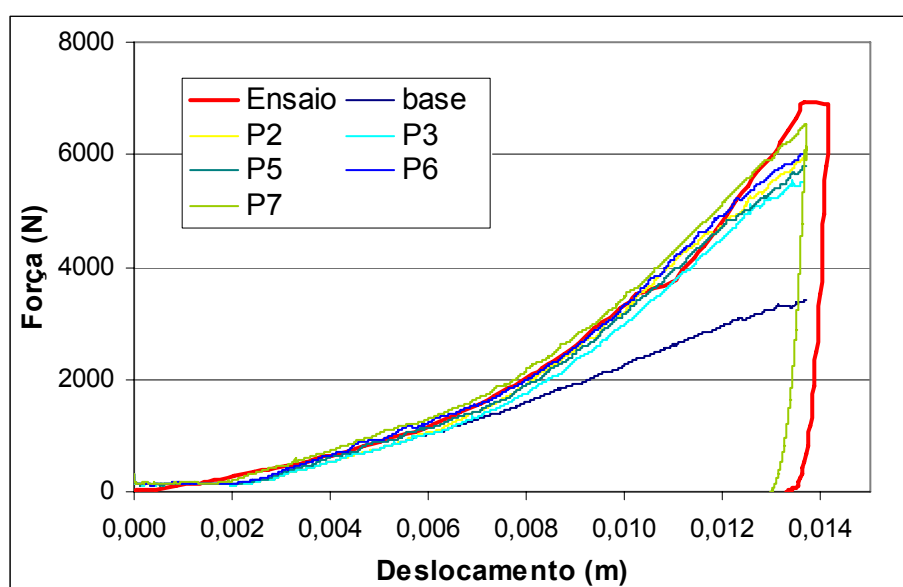


Figura 4.81 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações com aplicação do critério A e laboratório

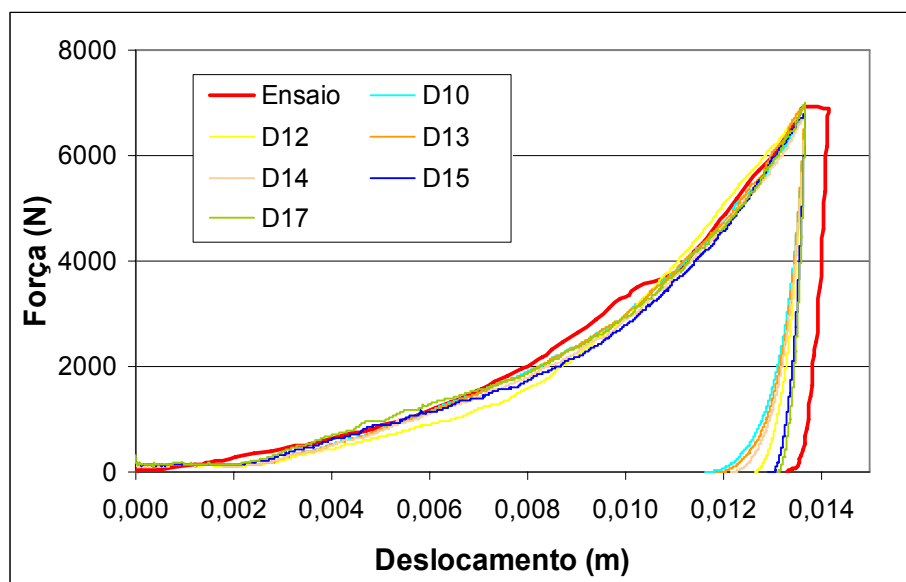


Figura 4.82 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, simulações com aplicação do critério B e laboratório

Nas simulações, com utilização dos dois critérios alternativos de formação dos CLUMPS, foi possível obter uma evolução da força bastante próxima da obtida nos ensaios laboratoriais. Quanto menores os limites do número de contactos mínimos e da interpenetração nos contactos, maior o número de CLUMPS formados e consequentemente o endurecimento da assembleia. Ao contrário do método anterior (aumento da rigidez do modelo de contacto) neste caso a evolução da força no ensaio simulado é sempre suave apesar da actuação discreta no tempo do algoritmo de formação dos CLUMPS.

A Figura 4.83 compara as simulações, “P7” e “D17”, com comportamento mais próximo do obtido nos ensaios laboratoriais, nas quais se implementou, respectivamente, os critérios A e B para geração de CLUMPS. A Tabela 4.25 apresenta os valores dos parâmetros dos modelos de contacto e os valores limites da geração de CLUMPS.

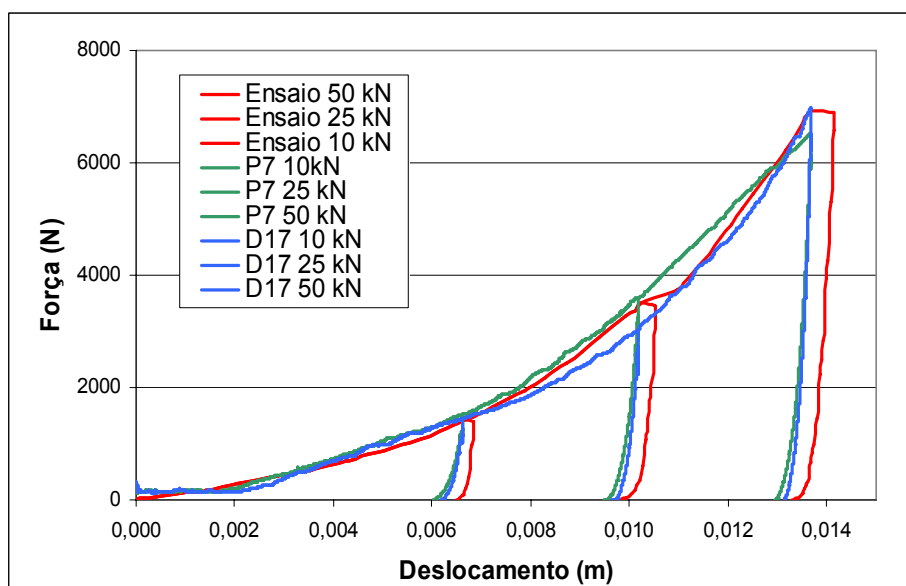


Figura 4.83 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, para as 3 cargas, das simulações “D17” e “P7” e laboratório

Simulação	P7		D17	
Parâmetro	Burgers 1 (contactos tipo 1)	Burgers 2 (contactos tipo 2 e 4)	Burgers 1 (contactos tipo 1)	Burgers 2 (contactos tipo 2 e 4)
K1 (N/m)	$2,0 \times 10^{+5}$	$1,25 \times 10^{+6}$	$3,1 \times 10^{+5}$	$1,25 \times 10^{+6}$
C1 (Ns/m)	$0,1 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,1 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$
K2 (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$
C2 (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$
“Adesão Pontual” (N)	100	100	100	100
Φ	0,300	0,450	0,150	0,300
Critério de formação de CLUMPS	Critério A 3 contactos com sobreposição superior a 10%		Critério B 3 contactos com sobreposição superior a 15%	

Tabela 4.25 – Parâmetros das simulações “P7” e “D17”

Na Figura 4.84 e na Figura 4.85, é apresentada uma imagem da assembleia composta unicamente pelos CLUMPS (as partículas não pertencentes a CLUMPS não estão representadas) no momento da máxima deformação imposta, para cada uma das simulações anteriores. A assembleia de “P7” exibe 481 CLUMPS com uma média de 4 partículas (apenas mastique) por CLUMP enquanto a assembleia de “D17” contém 271 CLUMPS com uma média aproximada de 7 partículas (mastique e agregado) por CLUMP. Relativamente ao número de partículas pertencentes a CLUMPS é semelhante e ronda os 48% da assembleia. A assembleia de “D17”, resultante da aplicação do critério B, forma CLUMPS com partículas de mastique e agregado o que não parece ser tão realista como a assembleia de “P7”. Assim e também por apresentar, no momento da máxima deformação, menor área afectada a CLUMPS, a simulação “P7” e o Critério A são considerados mais favoráveis.

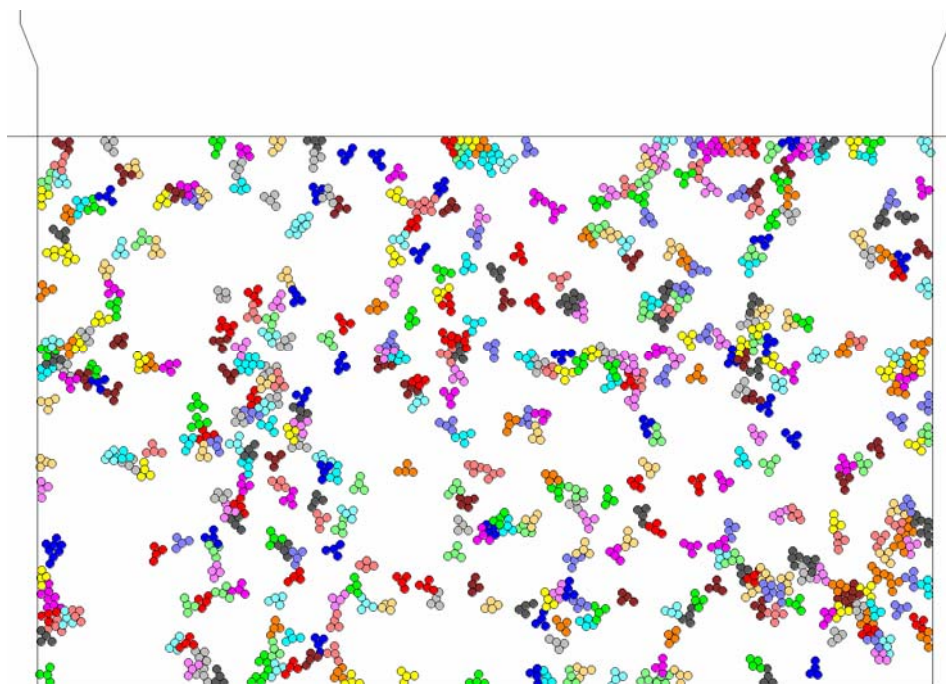


Figura 4.84 – Imagem dos CLUMPS (partículas de mastique) da assembleia “P7” no momento da máxima deformação

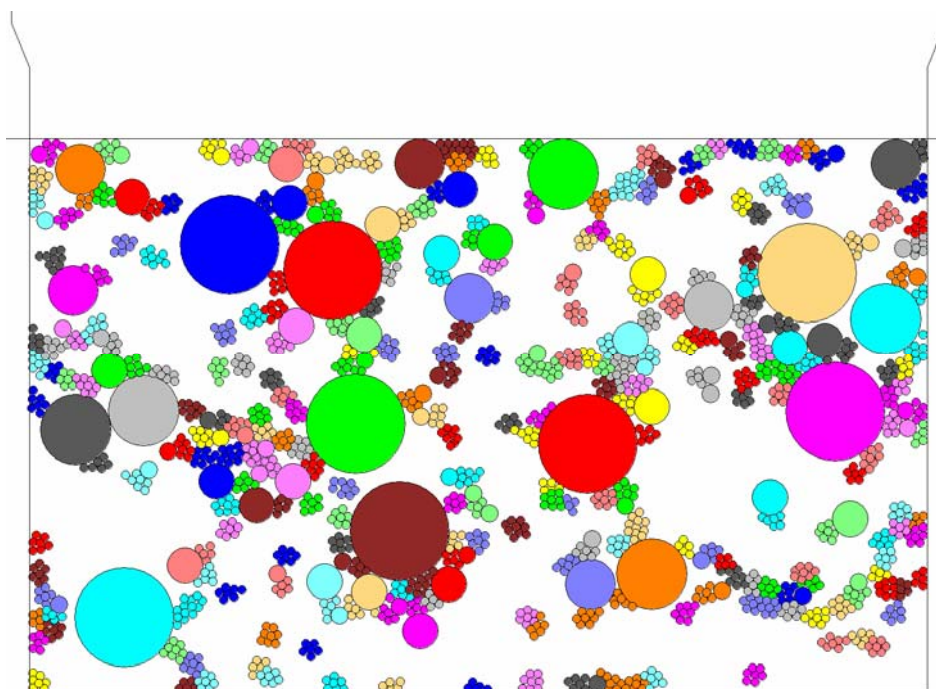


Figura 4.85 – Imagem dos CLUMPS (partículas de mastique e agregado) da assembleia “D17” no momento da máxima deformação

Na Figura 4.86 comparam-se as simulações com e sem aplicação das técnicas de otimização/ferramentas de endurecimento descritas. A simulação “D12” representa a simulação base na qual se utilizou o modelo viscoelástico de Burgers como modelo padrão dos contactos. As simulações “R1” e “P7” representam as simulações em que se implementou, respectivamente, as técnicas de aumento da rigidez dos contactos e de agregação das partículas em CLUMPS. Em ambas foi aumentado o número de partículas na assembleia, relativamente à assembleia “D12”, de modo a aumentar a resistência inicial. As duas técnicas em conjunto com o aumento das partículas na assembleia inicial permitem obter resultados comparáveis entre si e aos resultados laboratoriais.

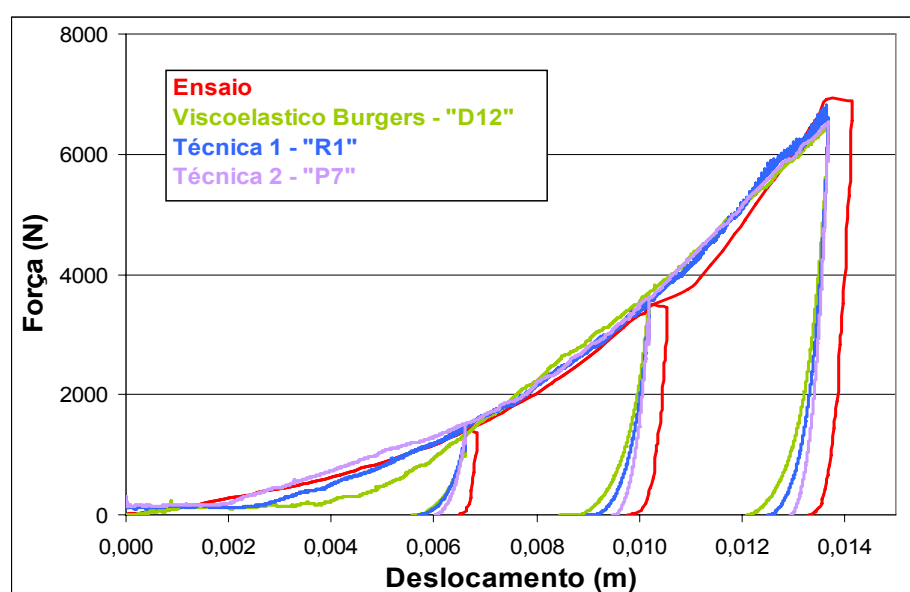


Figura 4.86 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio, para as 3 cargas, das simulações “D12”, “R1”, “P7” e laboratório

4.8 Simulação de outros tipos de misturas betuminosas

Após o processo de validação do modelo de DEM na simulação da compactação da mistura betuminosa BB 0/16 foram seleccionadas duas misturas betuminosas adicionais, com características de compactabilidade previsivelmente distintas da primeira: argamassa betuminosa (AB) e betão betuminoso drenante (BD).

De acordo com a metodologia apresentada no Capítulo 2, FGSV (2004), foram seleccionadas duas misturas que apresentassem compactabilidades diferentes da mistura inicialmente escolhida. Desta forma foram seleccionadas a argamassa betuminosa e o betão drenante as quais têm, respectivamente, uma compactabilidade superior e inferior à do betão betuminoso.

O betume utilizado nas duas misturas foi o B50/70 por ser o betume utilizado na mistura BB 0/16 e limitar as diferenças entre as misturas à sua granulometria e à percentagem de betume.

Betão Betuminoso 0/16 mm (BB 0/16)

Segundo a metodologia de FGSV (2004), descrita na secção 2.5.3, a resistência à compactação T previsível da mistura betuminosa é apresentada na Tabela 4.26, bem como os valores dos parâmetros utilizados no cálculo.

SPL (%)	P _b (%)	F (%)	Fa (%)	BS (%)	Dmax (mm)	T
65	5	8	0	100	16	34,3

Tabela 4.26 – Cálculo da resistência à compactação da mistura BB 0/16

Argamassa Betuminosa 0/5 mm (AB 0/5)

De acordo com o descrito anteriormente procurou-se formular adicionalmente duas misturas betuminosas com comportamentos previsivelmente distintos. FGSV (2004) apresenta apenas formulação para o cálculo da compactabilidade de três tipos de misturas, betão betuminoso (AC – *Asphalt Concrete*) 0/5 a 0/16, *Stone Matrix Asphalt* (SMA) 0/8 e 0/11 e mistura betuminosa de regularização (BC – *Binder Course*) 0/16, todas baseadas nas normas alemãs. Segundo Renken (2004), Figura 4.87, considerando o valor da compactabilidade calculado anteriormente para a BB 0/16 pode concluir-se que os “betões betuminosos alemães” de granulometria fina e os betões drenantes (PA – *Porous Asphalt*)) se afiguram como as misturas mais adequadas aos objectivos atrás referidos. Assim seleccionaram-se para estudo, de acordo com a Figura 4.87, o BB 0/5 e o PA 0/8. A mistura BB 0/5 pode ser classificada como uma argamassa betuminosa (AB) segundo a nomenclatura utilizada em Portugal.

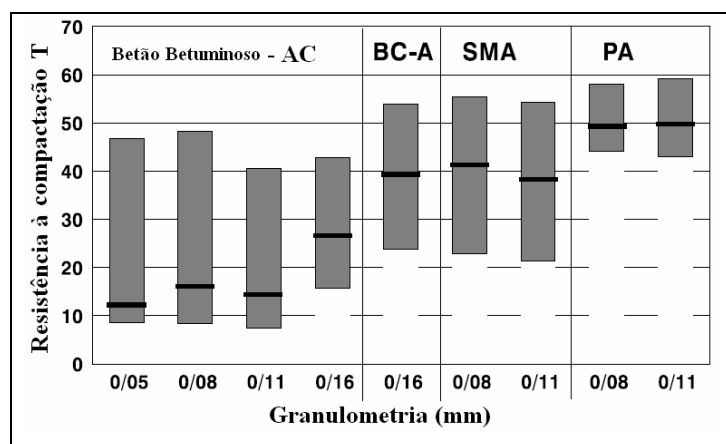


Figura 4.87 – Intervalos de valores da resistência à compactação T para várias misturas betuminosas segundo a classificação alemã – Renken (2004)

Desta forma, procurando simultaneamente respeitar o caderno de encargos de materiais utilizados nas estradas da Alemanha (normas *ZTV-Asphalt StB*) e um valor baixo do valor de T (elevada compactabilidade) seleccionou-se a curva granulométrica apresentada na Tabela 4.28 e na Figura 4.88. Segundo a metodologia de FGSV (2004), a compactabilidade T previsível da mistura AB 0/5 é a apresentada na Tabela 4.27.

SPL (%)	P _b (%)	F (%)	Fa (%)	BS (%)	Dmax (mm)	T
40	7	13	0	100	5	22,0

Tabela 4.27 – Cálculo da compactabilidade da mistura AB 0/5

As fracções de agregados provenientes directamente da pedreira fornecedora não se adequaram à composição desta mistura betuminosa e por esta razão decidiu-se separar os agregados segundo os peneiros incluídos na análise granulométrica.

Peneiros mm	Composição da mistura (% passados)				Mistura obtida
	Fuso FGSV		97,0% Agregados	3,0% Filer	
8,000	100	100	100	100	100
6,300			100	100	100
5,000	100	90	95	100	95
4,000			90	100	90
2,000	70	50	59	100	60
1,000			48	100	50
0,500			38	100	40
0,250			28	92	30
0,125			15	78	17
0,090	18	8			
0,063			8	62	10

Betume (%)	8,0
Baridade (g/cm ³)	2,29
Massa Volúmica Teórica (g/cm ³)	2,4
Porosidade (%)	4,6
Percentagem volumétrica de betume(%)	17,6
Vazios da Mistura de Agregados (%)	22,2
Grau de saturação em betume (%)	79,2

Tabela 4.28 – Curva granulométrica e características da mistura betuminosa – AB 0/5

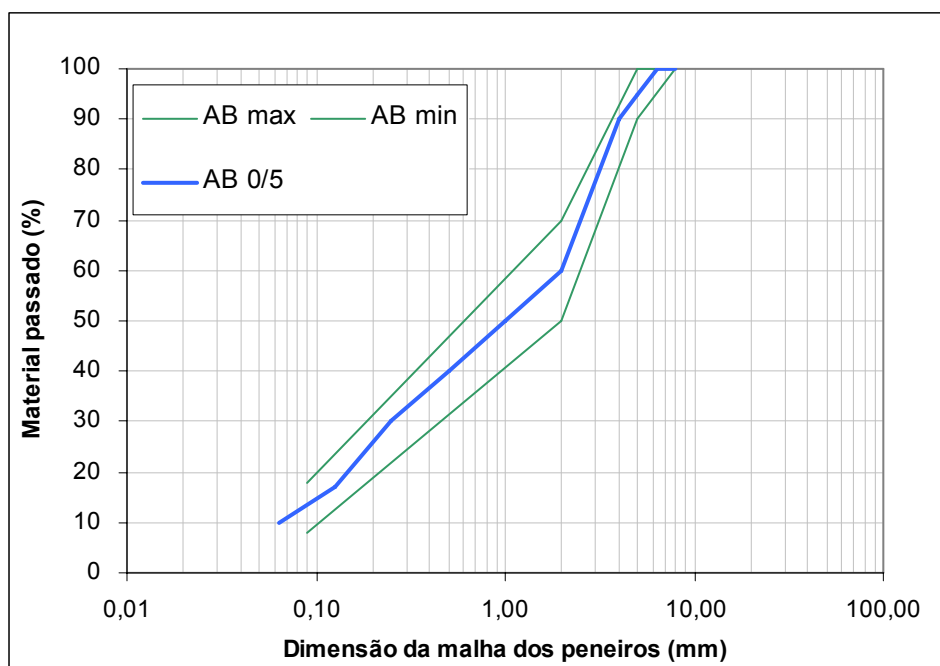


Figura 4.88 – Curva granulométrica da mistura betuminosa – AB 0/5

Após a definição das quantidades da fracção de agregado retida em cada peneiro, a mistura betuminosa foi formulada através do método de Marshall. Da análise dos resultados dos ensaios de estabilidade, deformação e propriedades volumétricas obteve-se a percentagem óptima de betume de 8%. As características da mistura formulada são apresentadas na Tabela 4.28 (informação completa no Anexo A).

Betão Betuminoso Drenante 0/8 mm (BD 0/8)

Ao contrário das misturas betuminosas anteriores, FGSV (2004) não inclui a formulação de cálculo da resistência à compactação para misturas betuminosas drenantes. Tal como referido anteriormente, esta mistura foi seleccionada porque segundo a Figura 4.87 este tipo de misturas betuminosas apresentam um valor de T elevado. Apesar do valor de T elevado, as misturas drenantes são consideradas como misturas facilmente compactáveis em obra. Para este tipo de misturas a medição da resistência à compactação pela norma EN12697-10 (2001) não é a mais adequada porque a mistura devido à sua descontinuidade granulométrica apresenta uma elevada compactação inicial que conduz a uma taxa de variação da compactação baixa no ensaio.

Desta forma, procurando respeitar o caderno de encargos de materiais utilizados nas estradas da Alemanha, FGSV (1998), de modo assegurar-se um valor alto de T (baixa compactabilidade) seleccionou-se a curva granulométrica apresentada na Tabela 4.29 e Figura 4.89. De acordo com FGSV (1998) é obrigatório utilizar uma percentagem mínima de fibras (0,5%). Geralmente são incorporadas fibras de celulose, mais económicas, que têm como função aumentar a estabilidade da mistura betuminosa durante o transporte e a pavimentação. Desta forma foi incorporada a percentagem mínima de fibras de celulose, referência comercial TECHNOCEL 1004-G, em granulado sem incorporação de betume.

Tal como para a mistura betuminosa anterior as fracções de agregados provenientes da pedra fornecedora não se adequaram à composição desta mistura betuminosa e por esta razão decidiu-se separar os agregados segundo os peneiros incluídos na análise granulométrica.

Após a definição das quantidades da fracção de agregado retida em cada peneiro, a mistura betuminosa foi formulada através do método de Marshall. Da análise dos resultados dos ensaios de estabilidade, deformação e propriedades volumétricas obteve-se a percentagem óptima de betume de 4,5%. As características da mistura formulada são apresentadas na Tabela 4.29 (informação completa no Anexo A).

Peneiros mm	Composição da mistura (% passados)				Mistura obtida
	Fuso F&SV		97,0% Agregados	3,0% Filer	
10,000	100	100	100	100	100
8,000	100	90	95	100	95
6,300			54	100	55
5,000	25	15	18	100	20
4,000			14	100	17
2,000	15	10	10	100	13
1,000			7	100	10
0,500			6	100	9
0,250			5	92	8
0,125			4	78	6
0,090	6	4			
0,063			2	62	4

Betume (%)	4,5
Baridade (g/cm3)	2,01
Massa Volúmica Teórica (g/cm3)	2,49
Porosidade (%)	19,2
Percentagem volumétrica de betume(%)	8,7
Vazios da Mistura de Agregados (%)	27,9
Grau de saturação em betume (%)	31,2
Fibras de celulose (% massa)	0,50

Tabela 4.29 – Curva granulométrica e características da mistura betuminosa – BD 0/8

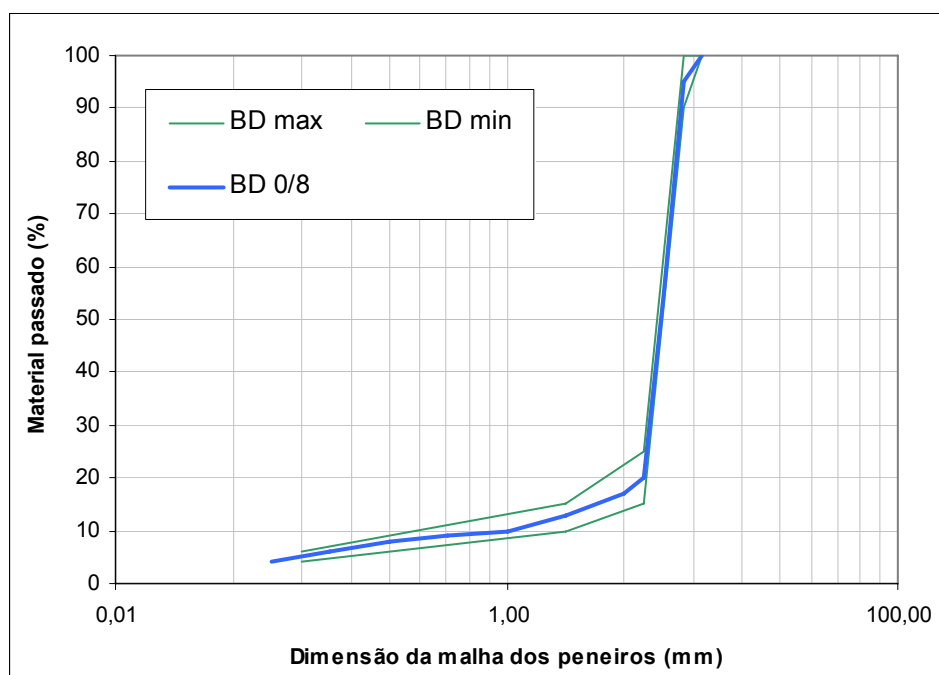


Figura 4.89 – Curva granulométrica da mistura betuminosa – BD 0/8

4.8.1 Ensaios laboratoriais

Os ensaios laboratoriais efectuados com a mistura betuminosa BB 0/16, descritos nas secções 4.4 e 4.5, foram repetidos com as novas misturas. A primeira parte dos ensaios relaciona-se com a caracterização do provete não compactado e a segunda com o procedimento de compactação, por compressão uniaxial, e caracterização do provete final.

O procedimento de preparação dos provetes adoptado, tal como para a mistura BB 0/16, foi o “2P-M/S”: duas pancadas com o compactador Marshall, uma após colocação de metade da mistura e outra com o provete totalmente preenchido. Os resultados são apresentados na Tabela 4.30 e na Tabela 4.31.

Betume (%)	Baridade (g/cm ³)	Baridade max. teórica (g/cm ³)	Porosidade (%)	Percentagem volumétrica de betume (%)	VMA (%)	Grau de compactação (%)
8,0	1,80	2,37	24,0	13,8	37,8	78,6

Tabela 4.30 – Características dos provetes não compactados – mistura AB 0/5

Betume (%)	Baridade (g/cm ³)	Baridade max. teórica (g/cm ³)	Porosidade (%)	Percentagem volumétrica de betume (%)	VMA (%)	Grau de compactação (%)
4,5	1,51	2,49	39,4	6,5	45,9	75,1

Tabela 4.31 – Características dos provetes não compactados – mistura BD 0/8

Os ensaios de compactação foram efectuados na mesma prensa utilizada para a mistura BB 0/16, com as mesmas velocidades de carregamento e de descarregamento. O ensaio é composto por 3 fases: carregamento até se atingir a carga máxima pretendida (fase 1), manutenção da carga máxima (fase 2) e descarregamento (fase 3). Foram ensaiados 3 provetes de cada mistura para o patamar de carga máximo de 50 kN. Os resultados obtidos, para as duas misturas betuminosas, são resumidos na Tabela 4.32. Os resultados completos dos ensaios podem ser consultados no Anexo F.

	AB 0/5		BD 0/8	
	Valor médio	Desvio padrão	Valor médio	Desvio padrão
Altura final (mm)	60,4	0,7	63,9	0,6
Assentamento Fase 1 (mm)	17,3	1,6	15,7	0,2
Assentamento Fase 2 (mm)	17,7	1,7	16,2	0,3
Assentamento Fase 3 (mm)	16,6	1,7	15,4	0,2
Porosidade (%)	10,4	0,3	26,6	0,2

Tabela 4.32 – Resumo do ensaio de compactação estática nas misturas AB 0/5 e BD 0/8

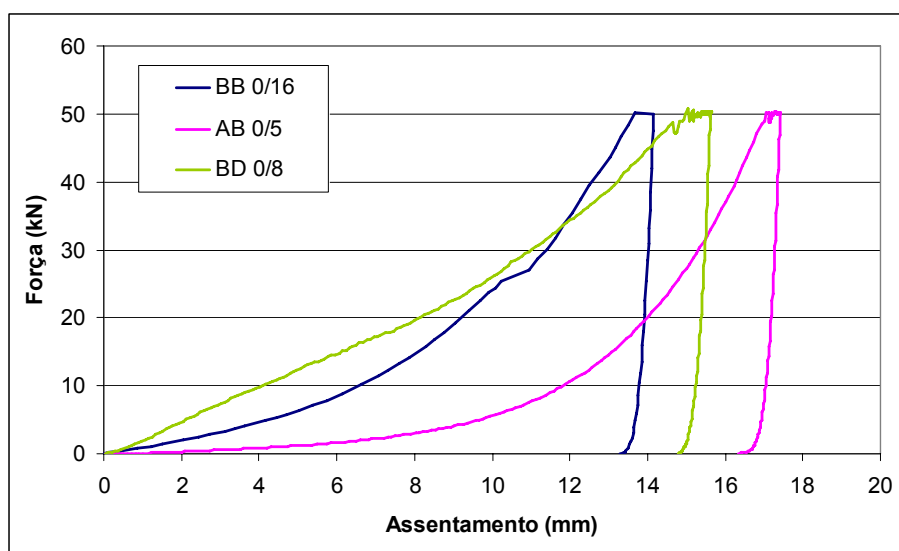


Figura 4.90 – Relação força/deslocamento média para as 3 misturas betuminosas ensaiadas

Os resultados ilustrados na Figura 4.90 confirmam que as misturas betuminosas apresentam comportamentos distintos e de acordo com o previsto. A mistura AB 0/5, com resistência à compactação menor, apresenta uma maior deformação e durante os primeiros dois terços da deformação uma força bastante baixa, sinal da baixa resistência à compactação imposta. Em oposição, a mistura BD 0/8 apresenta uma forte resistência desde o início e um crescimento da força próximo do linear em relação à deformação. Relativamente à deformação total, esta é maior para a mistura BD 0/8 do que para BB 0/16. As misturas tipo BD apresentam características de resistência mecânicas menores do que as misturas tipo BB devido à sua descontinuidade granulométrica e deverá ser essa a razão para que na parte final do crescimento da força não exista tanta oposição ao movimento da placa como existe nas outras misturas betuminosas. Assim o assentamento para a carga máxima é maior na mistura BD 0/8 do que na mistura BB 0/16. Verificou-se uma maior dispersão de resultados na mistura AB 0/5 mm.

4.8.2 Geração da assembleia dos provetes numéricos

A determinação do número de partículas de cada dimensão foi efectuada com base na consideração de igual distribuição em área (assembleia numérica) e volume (provetes laboratoriais), tal como para a mistura BB 0/16. A dimensão máxima do agregado que é incluído no mastique betuminoso é 2 mm. As partículas (circulares) de mastique foram consideradas com a dimensão (diâmetro) de 1 mm. A Tabela 4.33 e a Tabela 4.34 apresentam o cálculo do número de partículas de cada dimensão nas assembleias das duas misturas betuminosas.

Após a determinação do número de partículas de cada dimensão segue-se a colocação das partículas no molde e a geração da rede de contactos inicial. O método adoptado com a mistura BB 0/16 foi o “MC2-F-GRAV”, geração por multi-camada (2 camadas) com atrito parede/partículas e acção da gravidade.

	Diâmetros	Passados		Área	A partícula	Nº part	Nº part
	mm	%		m ²	m ³		
Agregado	10,00	100,00	0,00				
	8,00	95,00	5,00	2,57229E-04	0,00005027	5,1	6
	6,30	55,00	40,00	2,05783E-03	0,00003117	66,0	66
	5,00	20,00	35,00	1,80060E-03	0,00001963	91,7	92
	4,00	17,00	3,00	1,54338E-04	0,00001257	12,3	12
	2,00	13,00	4,00	2,05783E-04	0,00000314	65,5	66
Mastique	1,00		13,50	0,001286907	7,85398E-07	1638,5	1638
						Total	1880

Tabela 4.33 – Determinação do número de partículas com igual distribuição em área e volume, mistura BD 0/8

	Diâmetros	Passados		Área	A partícula	Nº part	Nº part
	mm	%		m ²	m ³		
Agregado	6,30	100,00	0,00	0,00000E+00	0,00003117	0,0	0
	5,00	95,00	5,00	2,95742E-04	0,00001963	15,1	16
	4,00	90,00	5,00	2,95742E-04	0,00001257	23,5	24
	2,00	60,00	30,00	1,77445E-03	0,00000314	564,8	566
Mastique	1,00		32,46	0,004861205	7,85398E-07	6189,5	6190
						Total	6796

Tabela 4.34 – Determinação do número de partículas com igual distribuição em área e volume, mistura AB 0/5

A mistura AB 0/5, apesar das 2 pancadas com o compactador Marshall, possui uma porosidade inicial (antes da compactação na prensa) de 24,0%, bastante mais elevada que a mistura BB 0/16 (17,6%). Desta forma o procedimento anterior não se revelou adequado. De forma a aumentar a estabilidade da assembleia com uma porosidade mais elevada introduziu-se uma alteração, afectação do modelo de “Adesão Pontual” a todos os contactos durante o procedimento de geração da assembleia. Este modelo, o qual assegura uma resistência dos contactos à tracção e ao corte, esteve presente nas simulações com a mistura BB 0/16 apenas durante o procedimento de carregamento. Desta forma é possível gerar uma assembleia estável com uma porosidade inicial mais elevada. O novo procedimento de geração é designado de “MC2-F-GRAV-CB”. A Tabela 4.35 e a Figura 4.91 descrevem a assembleia.

	Porosidade média (%) (Lab. – 24,0)	Tensões (Pa) $\begin{bmatrix} xx & xy \\ yx & yy \end{bmatrix}$	Nº de partículas Flutuantes (un)	Contactos por partícula (Fc ≠ 0)	Desvio padrão porosidade (σ)
MC2-F-GRAV-CB	24,1	$\approx \begin{bmatrix} 1 & 2 \\ 2 & 3 \end{bmatrix}$	0	0,61	0,52

Tabela 4.35 – Características da assembleia gerada por [MC2-F-GRAV] – mistura AB 0/5

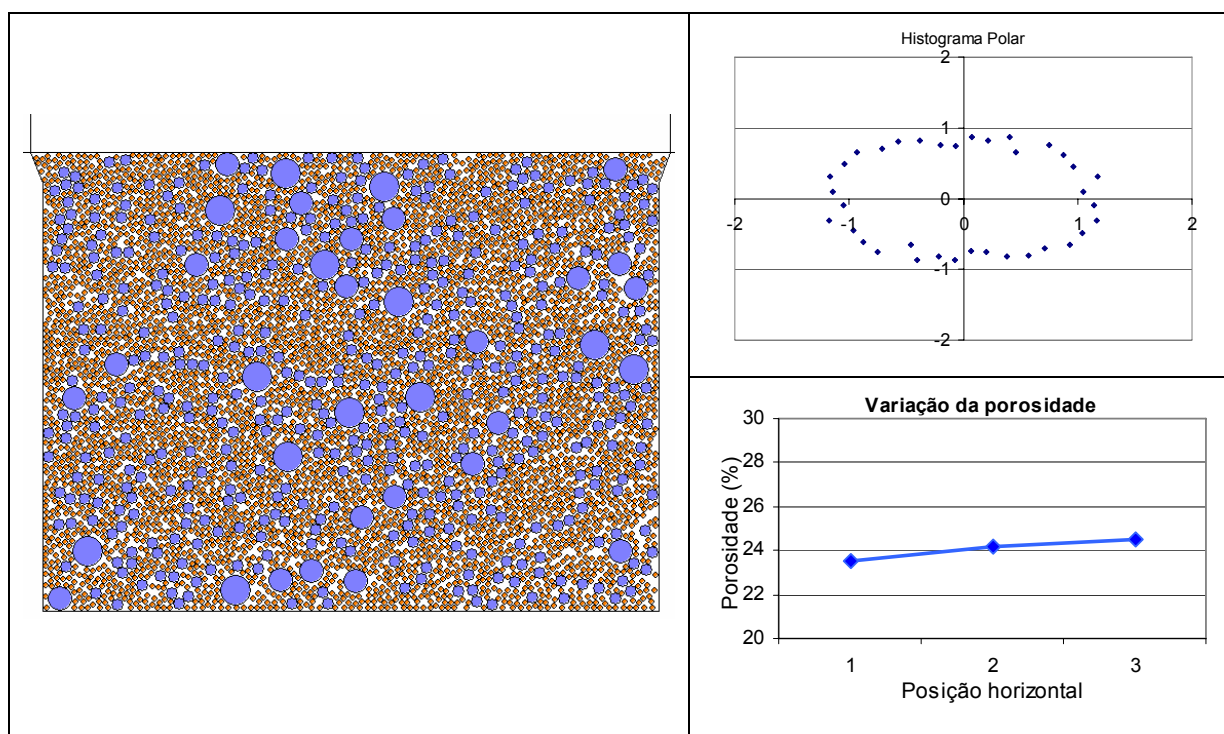


Figura 4.91 – Assembleia gerada pelo método [MC2-F-GRAV-CB] – mistura AB 0/5

A assembleia gerada desta forma apresenta uma porosidade muito próxima da pretendida, tensões residuais, baixa variabilidade da porosidade, um pequeno número de contactos médio por partícula e inexistência de partículas flutuantes. O histograma polar de contactos apresenta mais variabilidade do que o previsto, com uma predominância das direcções mais próximas da horizontal, tal como já acontecia com a assembleia da mistura betuminosa BB 0/16. Ponderando todos os factores pode concluir-se que está habilitada a ser utilizada nas simulações a desenvolver.

A mistura BD 0/8 é uma mistura descontínua com porosidade inicial quase duas vezes maior que a da mistura AB 0/5. Desta forma a geração de uma assembleia representativa do material em estudo revela-se um desafio. Em primeiro lugar testou-se o método “MC2-F-GRAV-CB”, utilizado na mistura AB 0/5. Na Figura 4.92 é representada a assembleia gerada por este método. A porosidade é muito baixa, 21,2% e não está ainda estabilizada. Verifica-se uma grande segregação entre o mastique e o agregado. O mastique deveria estar distribuído uniformemente na assembleia, à volta das partículas de agregado, o que não se verifica. Esta situação acontece porque as partículas da assembleia são geradas, sem contactos, em pontos aleatórios, começando pelas partículas de maiores dimensões e acabando com as menores (mastique). Os contactos são formados por imposição do deslocamento de uma parede no sentido vertical. Nesta fase não existe “ligação” suficiente e homogénea entre as partículas de agregado e de mastique. As partículas de agregado e mastique compactam com ritmos diferentes e originam uma assembleia claramente heterogénea. Numa mistura betuminosa drenante o betume incorporado deverá ser apenas o suficiente para envolver as partículas de agregado e dotar a mistura da resistência à tracção necessária. Não deve haver escorrimento do mastique da superfície dos agregados para os vazios entre estes. Por estes motivos esta assembleia não pode ser considerada representativa.

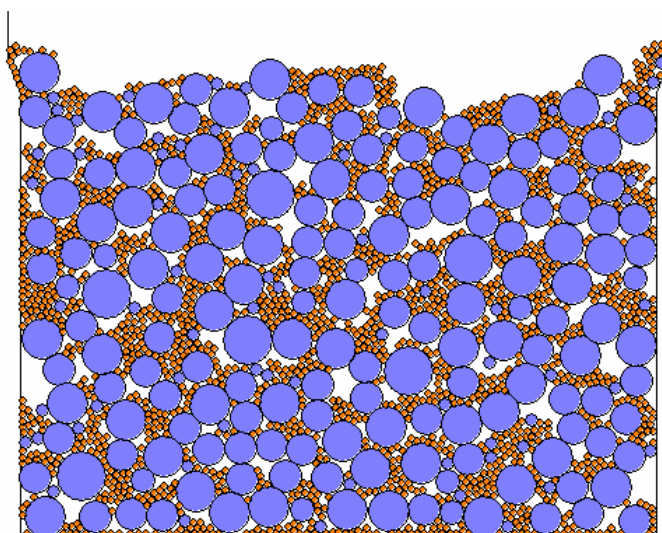


Figura 4.92 – Assembleia gerada pelo método [MC2-F-GRAV-CB] – mistura BD 0/8

Desta forma foi estudado um procedimento alternativo. Este baseia-se no método “RMPG”, descrito anteriormente, em se criam macro partículas a partir das partículas semente. Com base nos mesmos princípios, geram-se primeiro as partículas de agregado de uma determinada dimensão (primeiro as de maior diâmetro) e após estas n partículas de mastique em redor das partículas de agregado. O número n depende da dimensão das partículas de agregado, definido na Tabela 4.36, o qual foi ajustado a partir do número de partículas de mastique e de agregado de cada dimensão existentes na assembleia. A Figura 4.93 ilustra a assembleia após o procedimento de geração das partículas.

Diâmetro (Partículas de agregado)	Número de partículas de mastique em redor de cada partícula de agregado
8,0 mm	10
6,3 mm	10
5,0 mm	6
4,0 mm	6
2,0 mm	4

Tabela 4.36 – Distribuição das partículas de mastique junto das partículas de agregado

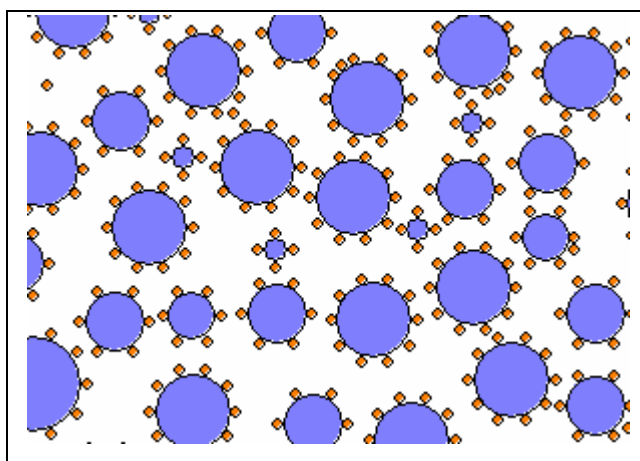


Figura 4.93 – Imagem das partículas da assembleia após geração

Quanto à forma de ligação das partículas de mastique às partículas de agregado foram testadas 2 formas, “Adesão Pontual” e CLUMP. A “Adesão Pontual” dota o contacto de resistência à tracção e ao corte. Pelo contrário o CLUMP, tal como descrito anteriormente, permite formar conjuntos de partículas com ligações inquebráveis. Cada partícula de agregado e as n partículas de mastique em redor formam um CLUMP.

Na Figura 4.94 são apresentadas as assembleias finais, após o movimento da parede superior, obtidas com

cada uma das técnicas. A porosidade da assembleia gerada com incorporação da “Adesão Pontual” é 27,4% enquanto com a formação de CLUMPS é 36,7%. A porosidade pretendida é 39,4%. Na assembleia com ligação agregado-mastique do tipo “Adesão Pontual”, critério de rotura, verifica-se durante a compactação da assembleia que as partículas de mastique deslizaram ao longo das partículas de agregado a que estavam ligadas desde a geração, concentrando-se maioritariamente na zona inferior desta. O critério de rotura do tipo “Adesão Pontual” permite que as partículas deslizem por corte após a rotura do contacto por corte. Assim permitiu que no espaço definido se pudesse colocar mais partículas do que na assembleia, ilustrada na parte direita da figura, em que se utilizou a 2ª técnica, pois com os CLUMPS não é possível quebrar os contactos mastique-agregado estabelecidos na fase de geração. Conclui-se desta forma que apenas o método com incorporação de CLUMPS é capaz de gerar uma assembleia com porosidade similar à dos provetes reais. A Tabela 4.37 e a Figura 4.95 descrevem a assembleia gerada por “RMPG + CLUMPS”.

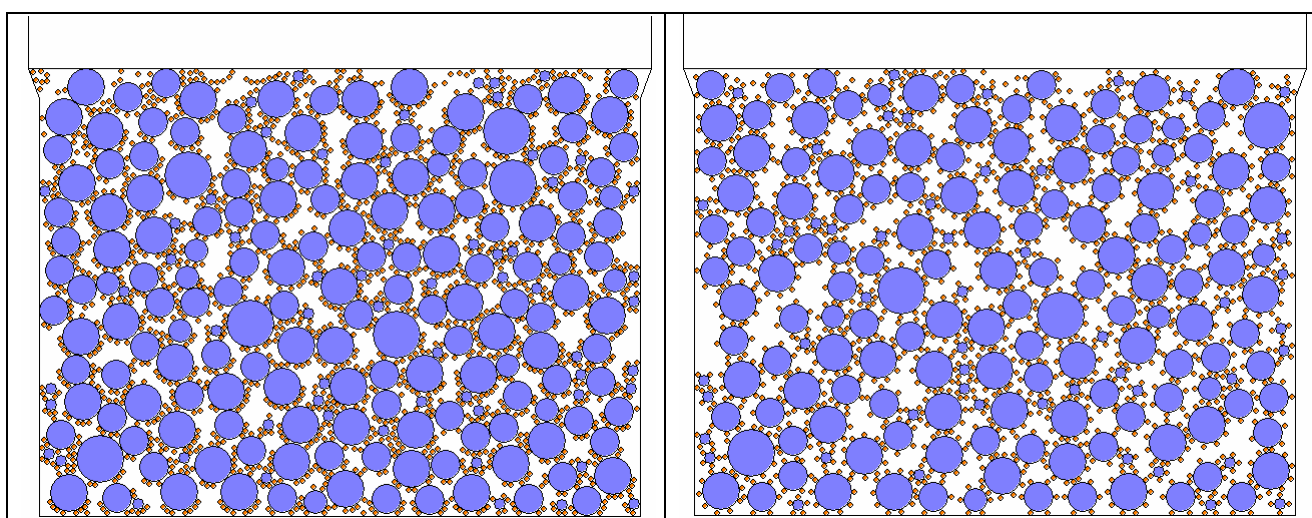


Figura 4.94 – Assembleia gerada pelo método RMPG, com “Adesão Pontual” (esquerda) e CLUMP (direita) – mistura BD 0/8

	Porosidade média (%) (Lab. – 39,4)	Tensões (Pa) $\begin{bmatrix} xx & xy \\ yx & yy \end{bmatrix}$	Nº de partículas Flutuantes (un)	Contactos por partícula ($F_c \neq 0$)	Desvio padrão porosidade (σ)
RMPG + CLUMPS	36,7	$\approx \begin{bmatrix} -1 & -2 \\ -3 & -2 \end{bmatrix}$	0	0,13	0,1

Tabela 4.37 – Características da assembleia gerada com incorporação de CLUMPS – mistura BD 0/8

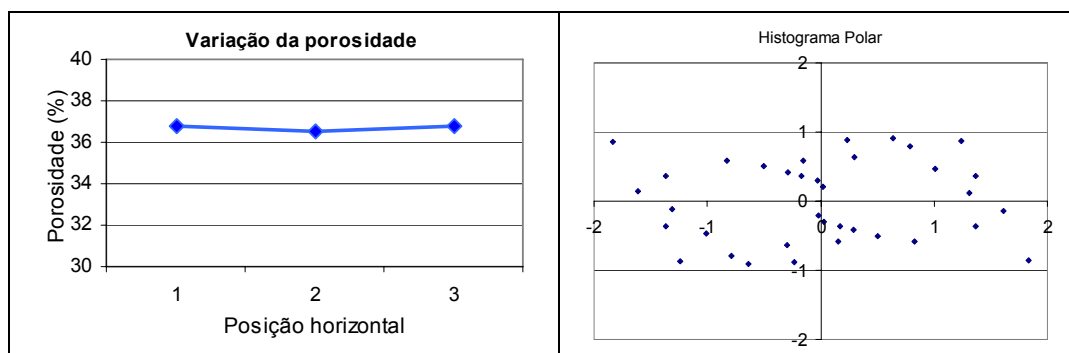


Figura 4.95 – Variação da porosidade e histograma polar dos contactos para a assembleia gerada pelo método RMPG, com incorporação de CLUMPS – mistura BD 0/8

A assembleia “RMPG + CLUMPS” apresenta uma porosidade um pouco inferior à pretendida, tensões residuais, muito baixa variabilidade da porosidade, um pequeno número de contactos médio por partícula e inexistência de partículas flutuantes. O histograma polar de contactos apresenta mais variabilidade do que as assembleias das outras misturas betuminosas analisadas, com uma predominância das direcções mais próximas da horizontal. A elevada variabilidade deverá estar relacionada com o método de geração da assembleia (formação de conjuntos de partículas com direcções determinadas). Ponderando todos os factores pode concluir-se que a assembleia está habilitada a ser utilizada nas simulações a desenvolver.

4.8.3 Simulação da compactação estática laboratorial

As simulações de seguida descritas têm como base a experiência acumulada nas simulações numéricas com a mistura betuminosa BB 0/16. Assim dados os resultados pouco favoráveis do modelo de contacto elástico linear, não se testou a sua implementação à totalidade dos contactos. Inicialmente considerou-se o modelo de Burgers como modelo padrão dos contactos e de seguida, conforme os resultados, introduziram-se ou não as técnicas de optimização/ferramentas de endurecimento anteriormente desenvolvidas.

As três misturas têm em comum o tipo de betume (B 50/70) e os agregados (provenientes da mesma pedra), no entanto são misturas com comportamento bastante diferente quer pela dimensão máxima e tipo de granulometria do agregado, quer pela quantidade de betume. A granulometria é o principal ponto diferenciador das misturas, pois a quantidade de betume foi seleccionada, de acordo com o método Marshall, com base em critérios volumétricos e “pseudo-mecânicos”.

O método numérico utilizado tem em conta a granulometria da mistura na geração da assembleia, logo é prever que as características do modelo de contacto utilizado na mistura BB 0/16 sejam válidas também para as duas novas misturas betuminosas. Considerou-se válida a classificação do tipo de contactos entre as partículas, anteriormente utilizada para a mistura BB 0/16, que divide os contactos em sete tipos diferentes. Os contactos viscoelásticos foram divididos em dois grupos, com propriedades diferentes, designados de “Burgers 1” e “Burgers 2”. Nas simulações viscoelásticas da mistura betuminosa BB 0/16, a simulação D12 (Figura 4.71 e Tabela 4.20) foi a que obteve um comportamento mais próximo do pretendido. A primeira simulação das misturas betuminosas AB 0/5 e BD 0/8 foi efectuada com as características da simulação D12, sendo de seguida os parâmetros ajustados de forma a melhorar os resultados.

Betão betuminoso drenante (BD 0/8)

Na Figura 4.96 é representada graficamente a evolução da força durante o ensaio com a mistura betuminosa BD 0/8, obtida em laboratório e em várias simulações numéricas. A Tabela 4.38 apresenta os valores dos parâmetros utilizados nas simulações, tendo sido em todas utilizado o modelo de contacto de Burgers sem qualquer das técnicas de optimização desenvolvidas para a mistura BB 0/16. A simulação “B1” apresenta os

mesmos parâmetros que a simulação “D12” para a mistura BB 0/16. Esta simulação apresenta um comportamento próximo do obtido experimentalmente em laboratório. Com a alteração dos valores do coeficiente de atrito e de $K1$ é possível aproximar um pouco mais os resultados experimentais e numéricos. Verificou-se que o aumento do coeficiente de atrito melhora os resultados, bem como uma diminuição de $K1$ para os contactos do tipo Burgers 2. A influência dos valores dos parâmetros do modelo de Burgers é muito menor do que a verificada na mistura BB 0/16.

O aumento do coeficiente de atrito nos contactos pode ser justificado pela incorporação de fibras de celulose na mistura betuminosa, cujo objectivo é aumentar a estabilidade durante o transporte e a pavimentação.

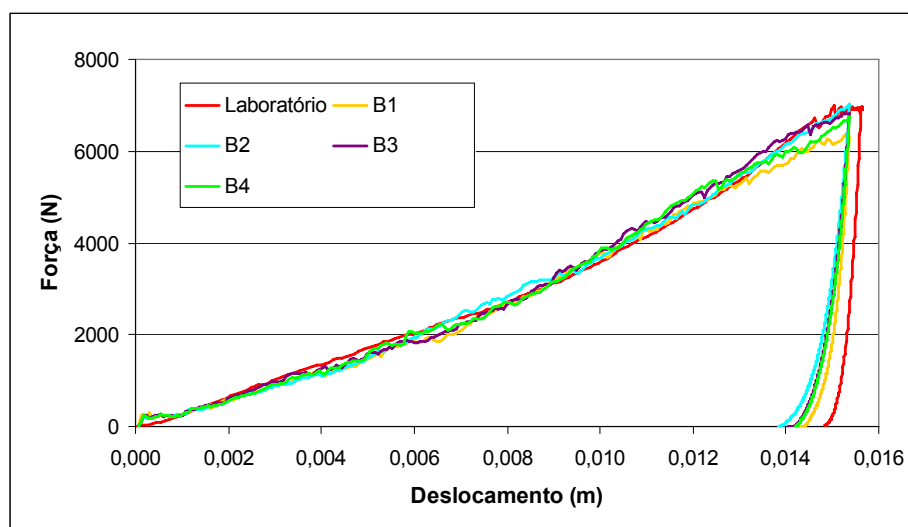


Figura 4.96 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio (mistura BD 0/8), simulações (“B1” a “B4”) e laboratório

Grupo	Parâmetro	B1	B2	B3	B4
Burgers 1 (contactos tipo 1)	K1 (N/m)	$3,5 \times 10^{+5}$	$2,08 \times 10^{+5}$	$3,85 \times 10^{+5}$	$3,85 \times 10^{+5}$
	C1 (Ns/m)	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$
	K2 (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$
	C2 (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$
	“Adesão Pontual” (N)	100	100	100	100
	Φ	0,150	0,700	0,400	0,300
Burgers 2 (contactos tipo 2 e 4)	K1 (N/m)	$1,25 \times 10^{+6}$	$0,81 \times 10^{+6}$	$0,88 \times 10^{+6}$	$0,88 \times 10^{+6}$
	C1 (Ns/m)	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$	$0,8 \times 10^{+4}$
	K2 (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$
	C2 (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$
	“Adesão Pontual” (N)	100	100	100	100
	Φ	0,300	0,700	0,450	0,450

Tabela 4.38 – Parâmetros das simulações “B1” a “B4” – mistura BD 0/8

Os bons resultados obtidos com a utilização do modelo de Burgers, sem a utilização de qualquer técnica de optimização, resultam das diferenças de comportamento deste tipo de mistura em relação à mistura BB 0/16.

Ao contrário da mistura BB 0/16, esta mistura caracteriza-se por uma estrutura assente em contactos entre as partículas de agregado grosso e apenas uma quantidade mínima de mastique suficiente para recobrir o agregado grosso e dar coesão à mistura. Desta forma a importância do mastique na evolução da força é muito menor do que na mistura BB 0/16, de granulometria contínua e elevada percentagem de mastique, não sendo assim necessário introduzir as técnicas de optimização cujo objectivo é reproduzir o comportamento do mastique a deformações elevadas. Por fim pode concluir-se também que a assembleia gerada permitiu representar adequadamente o comportamento de uma mistura do tipo betão drenante.

Porosidade média (%) (Lab. – 26,6)	Tensões (Pa) $\begin{bmatrix} xx & xy \\ yx & yy \end{bmatrix}$	Contactos por partícula ($F_c \neq 0$)	Desvio padrão porosidade (σ)
23,9	$\approx \begin{bmatrix} -18 & 18 \\ 1 & 442 \end{bmatrix}$	1,28	1,1

Tabela 4.39 – Características da assembleia após a compactação estática – simulação “B3”

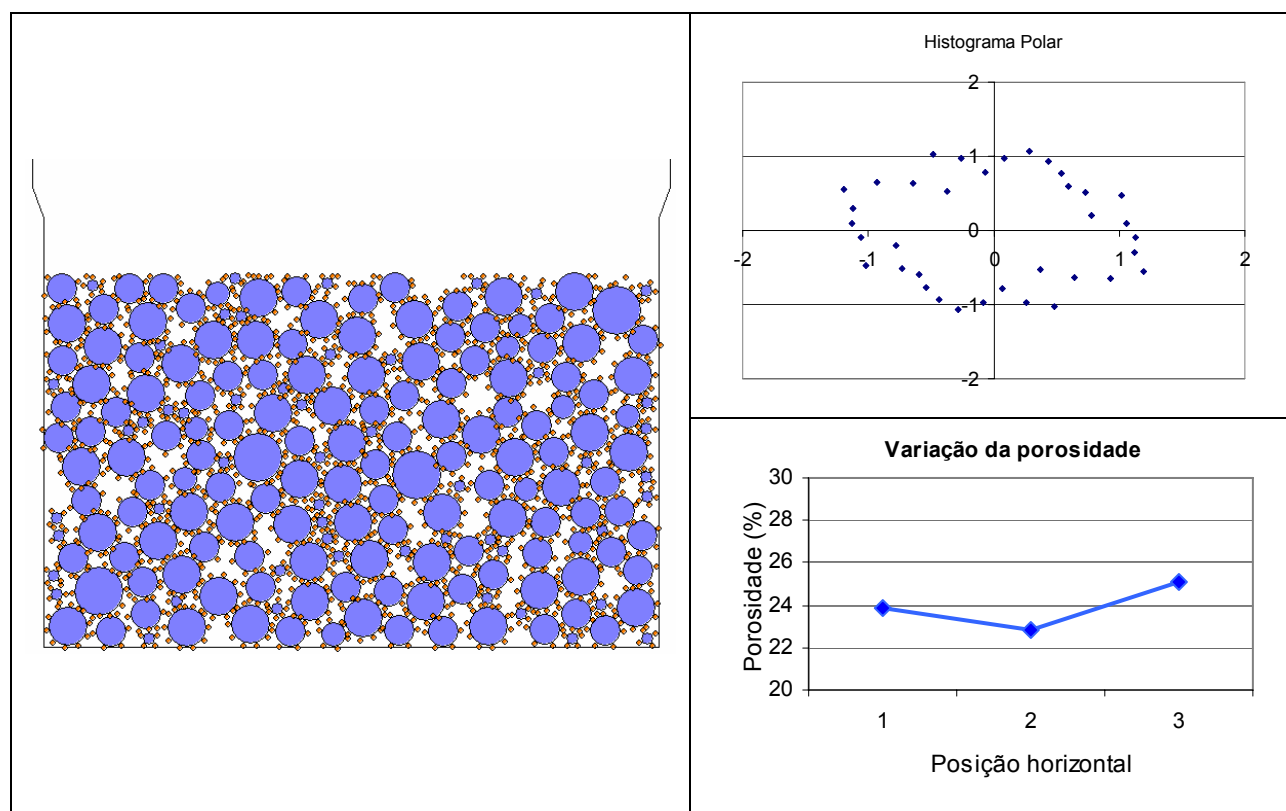


Figura 4.97 – Características da assembleia após a compactação estática – simulação “B3”

A Tabela 4.39 e a Figura 4.97, que descrevem a assembleia final da simulação “B3”, indicam que a porosidade está próxima do pretendido, embora com maior variabilidade que a inicial, as tensões verticais são moderadamente elevadas após o descarregamento e o histograma polar se apresenta um pouco menos heterogéneo que o que se verificava antes do ensaio.

Argamassa betuminosa (AB 0/5)

Na Figura 4.98 é representada graficamente a evolução da força durante o ensaio com a mistura betuminosa AB 0/5, obtida em laboratório e em várias simulações numéricas. A Tabela 4.40 apresenta os valores dos parâmetros utilizados nas simulações, tendo sido em todas utilizado o modelo de contacto de Burgers sem qualquer das técnicas de optimização descritas anteriormente. As modificações dos coeficientes de atrito e de $K1$, nos grupos “Burgers 1” e “Burgers 2”, não se revelaram suficientes para obter um comportamento força-deslocamento similar ao obtido em laboratório. Devido ao elevado número de contactos mastique-mastique, tipo 1, a alteração do coeficiente $C1$, fracção viscoplástica, influencia substancialmente o crescimento da força com o movimento da placa como se pode verificar pela comparação das simulações “C2” e “C3”. A importância do mastique betuminoso aumenta comparativamente ao manifestado na mistura betuminosa BB 0/16.

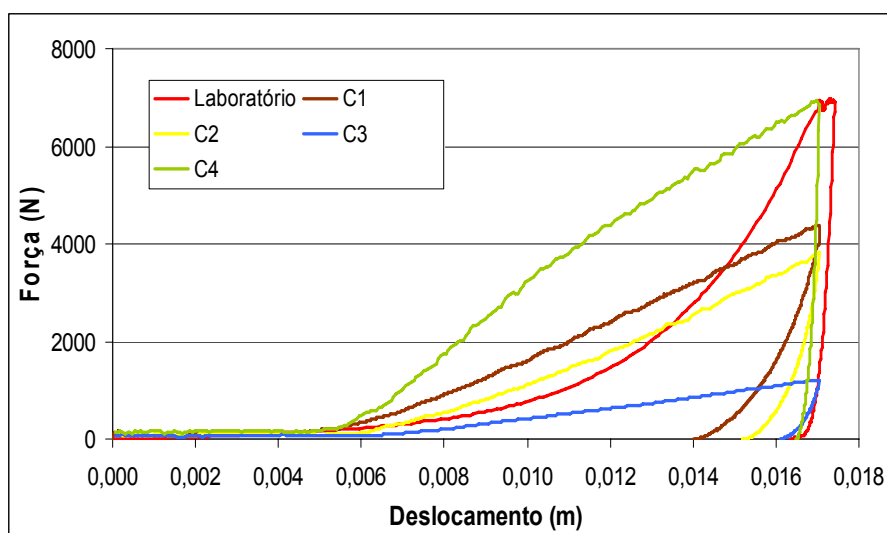


Figura 4.98 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio (mistura AB 0/5), simulações Burgers (“C1” a “C4”) e laboratório

Grupo	Parâmetro	C1	C2	C3	C4
Burgers 1 (contactos tipo 1)	K1 (N/m)	$3,5 \times 10^{-5}$	$1,5 \times 10^{-5}$	$1,5 \times 10^{-5}$	$15,0 \times 10^{-5}$
	C1 (Ns/m)	$0,8 \times 10^{-4}$	$0,8 \times 10^{-4}$	$0,1 \times 10^{-4}$	$0,8 \times 10^{-4}$
	K2 (N/m)	$1,0 \times 10^{-6}$	$1,0 \times 10^{-6}$	$1,0 \times 10^{-6}$	$1,0 \times 10^{-6}$
	C2 (Ns/m)	$1,0 \times 10^{-8}$	$1,0 \times 10^{-8}$	$1,0 \times 10^{-8}$	$1,0 \times 10^{-8}$
	“Adesão Pontual” (N)	100	100	100	100
	Φ	0,150	0,050	0,050	0,050
Burgers 2 (contactos tipo 2 e 4)	K1 (N/m)	$1,25 \times 10^{-6}$	$0,6 \times 10^{-6}$	$0,6 \times 10^{-6}$	$6,0 \times 10^{-6}$
	C1 (Ns/m)	$0,8 \times 10^{-4}$	$0,8 \times 10^{-4}$	$0,8 \times 10^{-4}$	$0,8 \times 10^{-4}$
	K2 (N/m)	$1,0 \times 10^{-6}$	$1,0 \times 10^{-6}$	$1,0 \times 10^{-6}$	$1,0 \times 10^{-6}$
	C2 (Ns/m)	$1,0 \times 10^{-8}$	$1,0 \times 10^{-8}$	$1,0 \times 10^{-8}$	$1,0 \times 10^{-8}$
	“Adesão Pontual” (N)	100	100	100	100
	Φ	0,300	0,100	0,100	0,100

Tabela 4.40 – Parâmetros das simulações “C1” a “C4” – mistura AB 0/5

Dados os resultados das simulações não estarem de acordo com o desejado foram introduzidas as técnicas de optimização apresentadas anteriormente para a mistura BB 0/16. Ambas as ferramentas pretendem reproduzir o comportamento do filme de betume e a formação da estrutura mineral no mastique betuminoso, que se consideram relevantes para deformações elevadas. Na Figura 4.99 apresentam-se os resultados da implementação do aumento da rigidez do modelo de contacto em função da deformação nos contactos (mastique-mastique e mastique-agregado) entre as partículas (1ª ferramenta de endurecimento). A técnica permitiu aproximar com sucesso a relação força/deslocamento obtida com o modelo numérico e nos ensaios laboratoriais, nomeadamente as simulações em que se utilizaram as expressões da lei potencial com expoente 7 e 7,5 para a variação da rigidez dos contactos com a deformação (factor de forma do contacto).

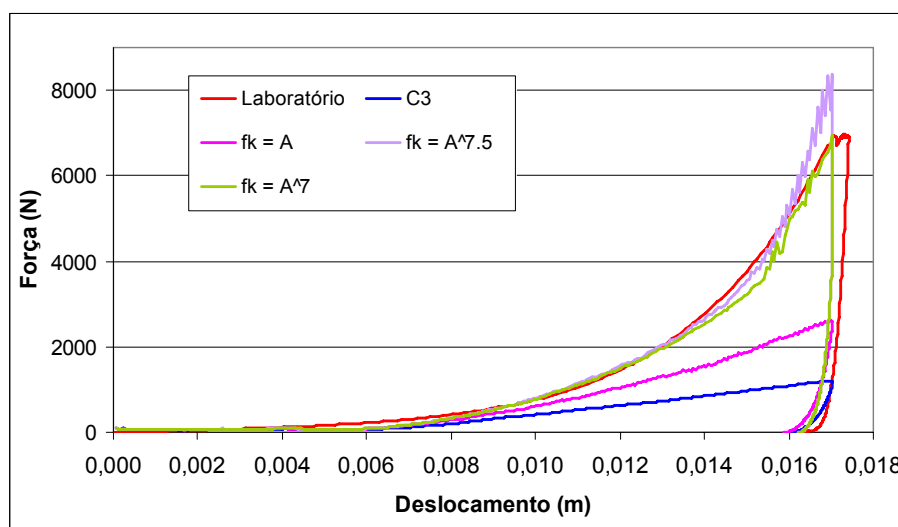


Figura 4.99 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio (mistura AB 0/5), simulações Burgers com endurecimento (f_k) e laboratório

De seguida foi aplicada a segunda técnica de optimização desenvolvida, aglomeração das partículas com deformações elevadas nos contactos em CLUMPS. Anteriormente, nas simulações com a mistura betuminosa BB 0/16, utilizaram-se dois critérios (A e B) para a formação dos CLUMPS. Foi também concluído que com o critério A o resultado era mais favorável uma vez que gerava mais CLUMPS mas com menor número de partículas por CLUMP e consequentemente uma menor área da assembleia afecta a CLUMPS. Desta forma, apenas se aplicou o critério A nas simulações da mistura AB 0/5.

A Figura 4.100 apresenta os resultados da aplicação da metodologia proposta. “C3” consiste na simulação com aplicação do modelo de Burgers, sem a ferramenta de endurecimento. As curvas com traço contínuo representam os resultados das simulações com aplicação do critério A, exactamente como descrito nas simulações da mistura BB 0/16. Pode concluir-se que esta metodologia não permite aproximar os resultados numéricos dos laboratoriais. Assim o critério A foi ligeiramente modificado. Os CLUMPS são igualmente formados apenas por partículas de mastique mas apresenta as seguintes alterações:

- o CLUMP engloba todas as partículas de mastique em contacto com a partícula em análise;
- se alguma partícula de mastique possuir um contacto com uma partícula pertencente a um CLUMP com interpenetração superior ao limite definido, esta é adicionada a esse CLUMP.

O novo critério permite obter relações força/deslocamento, curvas com traço descontínuo, bastante mais próximas da obtida em laboratório. A Tabela 4.41 descreve os critérios de cada simulação e os valores de KI (grupo Burgers 1 e Burgers 2), com os restantes parâmetros iguais aos da simulação “C3”.

	CLA – 1	CLA – 2	CLA – 3 CLA2 – 3	CLA – 4 CLA2 – 4	CLA2 – 5
Sobreposição limite no contacto (%)	10	10	10	12,5	11,5
Nº de contactos mínimo (un)	3	2	2	2	2
K1 (N/m) – Burgers 1	$1,5 \times 10^{+5}$	$1,5 \times 10^{+5}$	$9,0 \times 10^{+5}$	$9,0 \times 10^{+5}$	$12,0 \times 10^{+5}$
K1 (N/m) – Burgers 2	$0,6 \times 10^{+6}$	$0,6 \times 10^{+6}$	$3,6 \times 10^{+6}$	$3,6 \times 10^{+6}$	$4,8 \times 10^{+6}$

Tabela 4.41 – Parâmetros das simulações “CLA-1” a “CLA2-5” – mistura AB 0/5

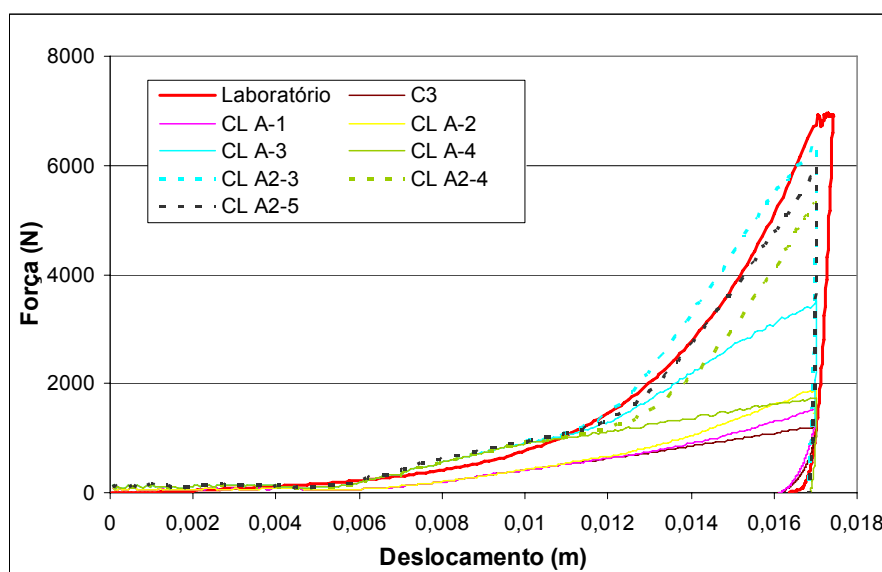


Figura 4.100 – Comparação da variação da força ao longo do ensaio (mistura AB 0/5), simulações Burgers com formação de CLUMPS e laboratório

A simulação “ $f_k = A^{+7}$ ”, na qual se aplicou a primeira metodologia de endurecimento, é a que mais aproxima os resultados numéricos e os laboratoriais. A Tabela 4.42 e a Figura 4.101 descrevem as propriedades da assembleia após a simulação do ensaio de compressão uniaxial (compactação estática). Verifica-se que a porosidade é mais baixa que o pretendido, com variabilidade nula, as tensões horizontais são moderadamente elevadas após o descarregamento e o histograma polar se apresenta igualmente próximo do homogêneo tal como o que se verificava antes do ensaio embora a ligeira tendência seja agora vertical quando antes era horizontal.

Porosidade média (%) (Lab. – 10.4)	Tensões (Pa) $\begin{bmatrix} xx & xy \\ yx & yy \end{bmatrix}$	Contactos por partícula ($F_c \neq 0$)	Desvio padrão porosidade (σ)
8,2	$\approx \begin{bmatrix} -485 & -3 \\ -2 & 10 \end{bmatrix}$	3,30	0

Tabela 4.42 – Características da assembleia após compactação estática – simulação “ $f_k=A^{+7}$ ”

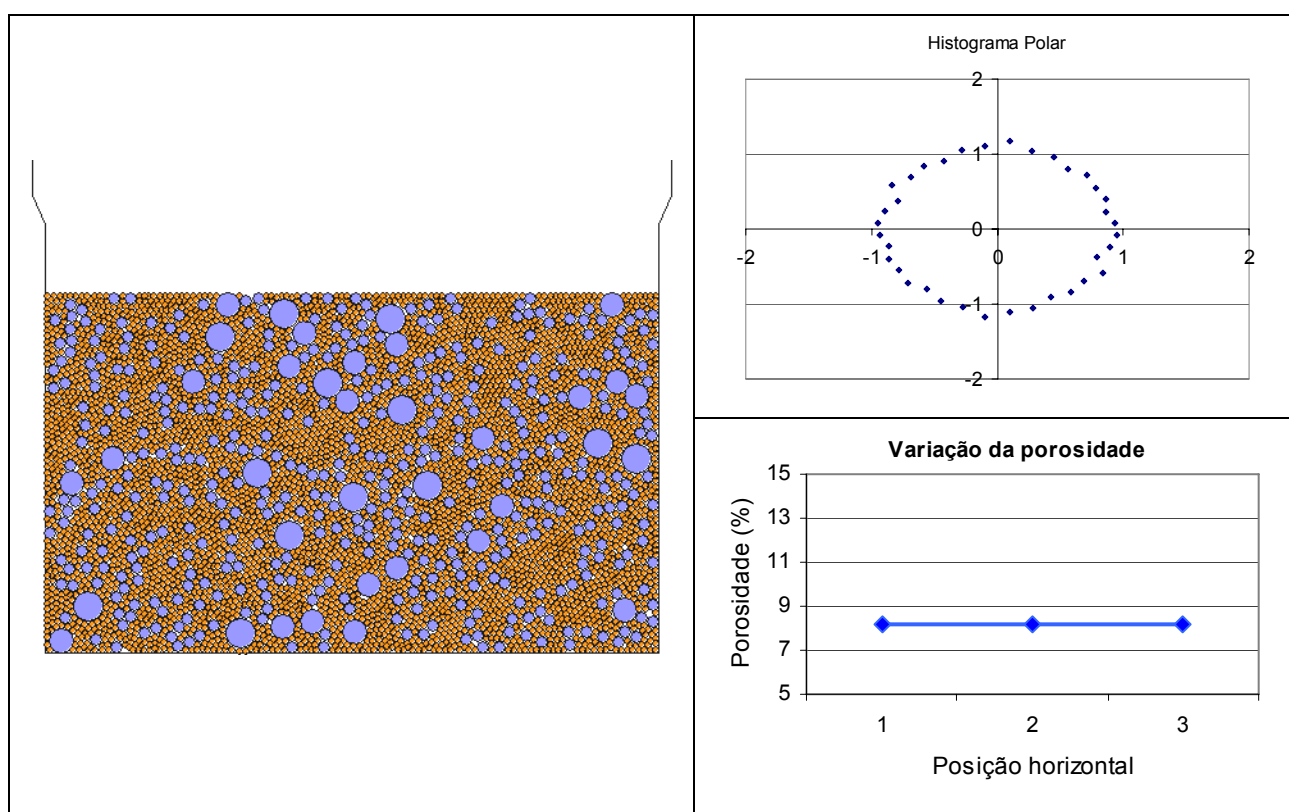


Figura 4.101 – Características da assembleia após compactação estática – simulação “ $fk=A^7$ ”

As simulações com a mistura betuminosa AB 0/5 permitiram concluir que a utilização do modelo de contacto viscoelástico de Burgers não permite por si só obter resultados numéricos próximos do obtido experimentalmente. Em conjunto com as ferramentas de endurecimento, aumento da rigidez do modelo de contacto e a formação de CLUMPS em função da deformação dos contactos, os resultados são próximos do obtido em laboratório.

Comparando as simulações das misturas betuminosas BB 0/16 e AB 0/5, verificam-se duas diferenças significativas, o menor coeficiente de atrito (μ) e o maior factor de endurecimento. O coeficiente de atrito mais baixo na mistura AB 0/5 está provavelmente relacionado com a diferença de granulometria do agregado que compõe o mastique. Como pode ser verificado na Figura 4.102, a mistura BB 0/16 possui uma percentagem maior de partículas de dimensões entre 1 e 2 mm, granulometria mais grossa, e tal como foi concluído experimentalmente por Silva (2005), uma granulometria mais grossa do mastique origina uma maior resistência às deformações permanentes que se traduz num maior coeficiente de atrito interno da mistura. Desta forma compreende-se o menor valor do coeficiente de atrito entre as partículas da assembleia na simulação da mistura AB 0/5.

De acordo com o indicado atrás, em laboratório verificou-se que durante os primeiros dois terços da deformação imposta a resistência por parte da mistura betuminosa é muito baixa e cresce rapidamente na parte final. Devido à grande quantidade de betume (8%) e de agregado fino (60% do agregado), ou seja de mastique betuminoso, o aumento de resistência ocorre para deformações elevadas, em oposição à mistura BD 0/8 que devido à elevada quantidade de agregado grosso apresenta uma resistência inicial elevada. De

forma a traduzir este comportamento são as ferramentas de endurecimento que induzem o aumento de resistência da assembleia à deformação imposta, pois o modelo de Burgers é adequado apenas para deformações baixas. Comparando as imagens da assembleia apresentadas na Figura 4.101 (mistura AB 0/5) e na Figura 4.78 (mistura BB 0/16) é possível verificar que o número de partículas de mastique entre as de agregado grosso é bastante diferente, que origina as diferenças de influência do mastique no comportamento global da assembleia.

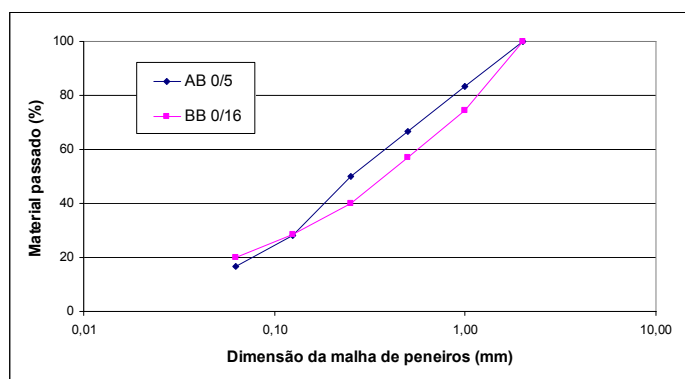


Figura 4.102 – Curva granulométrica do agregado que compõe o mastique betuminoso, agregado menor que 2 mm, para as misturas AB 0/5 e BB 0/16

4.9 Síntese

Neste capítulo analisou-se a possibilidade de estudar a compactação de misturas betuminosas com métodos numéricos, mais precisamente com os métodos ditos micromecânicos. Estes métodos estudam os materiais através da análise da interacção dos elementos, mais simples, que os constituem. As misturas betuminosas podem ser discretizadas em agregados, de acordo com a dimensão e natureza, betume e ar.

Primeiro procedeu-se à análise bibliográfica de forma a identificar os métodos mais utilizados para estudar as misturas betuminosas e o fenómeno da compactação. Concluiu-se que o MED (método de elementos discretos) apresenta grandes potencialidades pela sua capacidade para lidar com grandes deformações e interacção do mastique e agregado. As aplicações de modelos numéricos encontrados são na sua maioria bidimensionais, pela menor exigência computacional, e no caso de misturas betuminosas aplicados ao estudo da modelação do comportamento mecânico por comparação com diversos ensaios laboratoriais. Assim, seleccionou-se o MED aplicado a uma análise bidimensional.

Na segunda parte do capítulo são descritos os fundamentos teóricos do método de elementos discretos, nomeadamente: os princípios, a evolução, as bases de aplicação, entre outros elementos. Para a aplicação da análise numérica foi utilizado o *software* PFC2D, o qual respeita o método. O modelo é composto por partículas em duas dimensões, circulares, assumidas como rígidas, inquebráveis, com possibilidade de movimento independente e interacção apenas através de contactos, deformáveis de rigidez finita, ou interfaces com outras partículas. A relação entre os movimentos das partículas e as forças que os provocam é

determinada pela segunda lei de Newton. As forças do sistema permitem modelar tanto um sistema em equilíbrio estático como o oposto, em que as partículas se movem. A natureza bidimensional traduz-se pela aplicação de somente duas componentes de força e uma de momento, em oposição às três componentes de força e de momentos que existem numa assembleia de partículas tridimensional. Em termos espaciais pode considerar-se que o modelo representa a interacção de um conjunto de cilindros ou esferas cujos centros de gravidade actuam sobre um mesmo plano.

De seguida é exposto o processo de simulação da compactação de misturas betuminosas adoptado, o qual inclui diversas etapas necessárias à sua materialização. No primeiro nível procede-se à geração da assembleia; no segundo nível definem-se os modelos de contacto, as acções e as condições fronteira; no terceiro nível executa-se o cálculo; e no último nível analisam-se os resultados.

A quarta parte refere-se à primeira fase do processo de simulação, a geração da assembleia. Esta etapa assume um papel fundamental pois a distribuição de partículas e contactos determina o comportamento da assembleia durante a simulação. Não existem regras claras e o método adoptado depende usualmente da experiência do utilizador e da especificidade do problema. Foram apresentados diversos métodos encontrados na bibliografia e revistos pormenorizadamente. A metodologia seleccionada teve em conta numa primeira fase, geral, a pretensão de uma assembleia aleatória (distribuição das partículas) e realista (constituintes e dimensões) e numa segunda fase, específica, uma assembleia com porosidade próxima da real e homogénea, tensões quase nulas e distribuição polar dos contactos adequada. De acordo com a mais recente definição da constituição das misturas betuminosas a assembleia foi constituída por partículas de agregado ($>2\text{mm}$) e mastique betuminoso, com determinação do número de partículas considerando a curva granulométrica e igual distribuição de partículas em área e em volume (método “volumétrico”), bem como o equilíbrio entre a representação do problema e as exigências computacionais. De acordo com os critérios da segunda fase, o método escolhido resulta da combinação do método de geração em multi-camada e o de deposição por gravidade. O método foi validado com base nos resultados de ensaios laboratoriais. As dimensões iniciais dos provetes foram diminuídas de forma a aumentar a homogeneidade da porosidade, aproximadamente $102 \times 76 \text{ mm}^2$ e preenchida com 3675 partículas no modelo numérico.

De modo a testar o MED na modelação da compactação de misturas betuminosas foi necessário seleccionar um procedimento de compactação simples para reproduzir numericamente. A escolha recaiu sobre a compactação estática laboratorial, por compressão uniaxial em apenas uma face do provete, com as dimensões do molde Marshall. São apresentados os resultados dos ensaios sobre a mistura betuminosa betão betuminoso 0/16 mm (BB 0/16).

De seguida são expostos os resultados das simulações do método de compactação laboratorial, sobre a mistura betuminosa BB 0/16, com utilização do modelo de contacto elástico linear e do modelo viscoelástico de Burgers. A deformação plástica final é baixa quando se utiliza o modelo de contacto elástico linear em

todos os contactos, mesmo considerando um valor elevado de “Adesão Pontual”. O crescimento da força na placa de carregamento é muito dependente da rigidez K^n e menos do coeficiente de atrito entre as partículas. A utilização do modelo de Burgers em alguns dos tipos de contactos existentes na assembleia (envolvendo partículas de mastique) permite aproximar os resultados da simulação (numéricos) aos dos ensaios laboratoriais. Em ambos os casos a porosidade final da assembleia é mais baixa que a obtida em laboratório, pelo que se concluiu não ser possível reproduzir num modelo numérico bidimensional a evolução da porosidade.

Uma vez que os resultados das simulações com o modelo de Burgers não apresentavam uma completa adequação aos resultados laboratoriais obtidos, foram implementados três novos procedimentos. O primeiro consiste no aumento do número de contactos na assembleia inicial de forma a aumentar a resistência à compactação na parte inicial da fase 1 do ensaio. O segundo e o terceiro consistem no aumento da rigidez da assembleia com a deformação desta, respectivamente, através do aumento da rigidez do modelo de contacto e da agregação das partículas em CLUMPS. A última técnica foi aplicada com base em dois critérios de actuação distintos. Concluiu-se que o critério A é mais favorável por afectar uma menor da área da assembleia aos CLUMPS. Estas técnicas pretendem reproduzir na assembleia numérica o comportamento do filme de betume com a deformação e a estrutura de agregado fino no mastique betuminoso que se forma com a evolução da compactação. A aplicação conjunta do primeiro procedimento com o segundo ou o terceiro permitem aproximar os resultados numéricos e laboratoriais.

Com base nos resultados numéricos favoráveis obtidos, a metodologia foi novamente aplicada a duas novas misturas com comportamento diferente da primeira. As novas misturas betuminosas analisadas, a argamassa betuminosa 0/5 mm (AB 0/5) e o betão drenante 0/8 mm (BD 0/8), foram seleccionadas com base no critério da compactabilidade, segundo a norma EN12697-10 (2001), e no trabalho experimental desenvolvido por Renken (FGSV (2004), Renken (2004)). Assim, as misturas AB 0/5 e BD 0/8 foram formuladas de acordo com as normas alemãs *ZTV Asphalt-StB*.

A geração da assembleia numérica de ambas as misturas betuminosas foi realizada com procedimentos diferentes do aplicado à mistura BB 0/16 devido ao aumento da porosidade inicial nas duas misturas. No caso da mistura AB 0/5 introduziu-se coesão em todos os contactos de forma a aumentar a estabilidade. No caso da mistura BD 0/8, o procedimento aplicado à mistura AB 0/5 não se revelou suficiente. Assim, foi desenvolvido um novo procedimento, “RMPPG + CLUMPS”, adaptado às especificidades da mistura (muito elevada porosidade). As partículas de mastique são colocadas em determinadas posições, junto às partículas de agregado, com uma ligação inquebrável.

Relativamente à simulação do procedimento de compactação laboratorial, a metodologia desenvolvida anteriormente para a mistura BB 0/16 permitiu obter bons resultados com as misturas AB 0/5 e BD 0/8, apesar das diferenças significativas de comportamento entre as três misturas. A mistura BD 0/8 obteve

resultados numéricos semelhantes aos laboratoriais com a implementação do modelo de Burgers enquanto na mistura AB 0/5 foram implementadas as técnicas de otimização desenvolvidas para a mistura BB 0/16.

Em resumo, os modelos micromecânicos (MED) mostraram ser uma ferramenta capaz de estudar o fenómeno complexo que é a compactação de misturas betuminosas.

5 – MODELAÇÃO NUMÉRICA DA COMPACTAÇÃO EM OBRA

5.1 Introdução

No capítulo anterior demonstrou-se a viabilidade da modelação numérica da compactação de misturas betuminosas, com recurso ao Método de Elementos Discretos, através da reprodução numérica do ensaio laboratorial de compactação estática. A etapa seguinte é o estudo da modelação da compactação de misturas betuminosas em contexto de obra.

De forma a desenvolver a modelação desejada procedeu-se a uma experiência de campo, mais pequena e pormenorizada que a descrita no Capítulo 3. A experiência consistiu na pavimentação e compactação de uma camada de mistura betuminosa tipo betão betuminoso (BB 0/16) num troço de 50 m, dividido em dois trechos com metade do comprimento segundo o modo de compactação utilizado. Um dos trechos foi compactado, com um cilindro de rasto liso de 7,6 ton, no modo “estático” e o outro no modo vibratório. Em cada trecho monitorizou-se a evolução da compactação e da temperatura e no segundo trecho adicionalmente a vibração de um dos rolos vibratórios do cilindro, dados necessários à modelação proposta.

A partir das condições da modelação definidas no capítulo anterior (geração da assembleia, condições fronteira, modelos de contacto, carregamento, cálculo, etc.) e com os dados recolhidos realizou-se a modelação da compactação de uma camada de misturas betuminosas em obra, com recurso a um cilindro *tandem* de rasto liso a actuar nos modos “estático” e vibratório.

O presente capítulo inicia com a descrição e análise da experiência de campo realizada, com referência às fases de preparação e realização do trabalho de campo. Em seguida procede-se à delineação da modelação da compactação nas condições da experiência, nomeadamente o modelo numérico utilizado e a forma de carregamento que tiveram de ser adaptados à nova simulação.

Procedeu-se à modelação da compactação com o cilindro em modo “estático” e posteriormente em modo vibratório. Os resultados (força de contacto em cada passagem, porosidade, deformações elástica e plástica, mapas e trajectórias de tensões na assembleia) são comparados com os apresentados por Huerne (2004), que desenvolveu a simulação numérica, com recurso ao Método de Elementos Finitos e à Teoria dos Estados Críticos, da compactação de uma camada de misturas betuminosas com um cilindro de rasto liso em modo “estático” em campo.

Por fim desenvolve-se uma análise paramétrica (velocidade de circulação do cilindro e frequência de vibração) para condições não testadas em campo.

5.2 Experiência de campo

A experiência de campo consistiu na monitorização da compactação de uma camada de misturas betuminosas, dividida em dois troços, nos quais se procedeu à compactação com um cilindro *tandem* de rasto liso no modo “estático” e no modo vibratório.

A mistura betuminosa seleccionada para o ensaio foi o betão betuminoso 0/16 mm, anteriormente objecto de análise relativamente à viabilização da modelação numérica da compactação de misturas betuminosas e por esta razão eleita.

O objectivo da experiência foi a obtenção dos dados necessários à completa definição da compactação realizada, nomeadamente:

- Evolução da compactação com o número de passagens em cada caso;
- Condições de funcionamento do cilindro no modo vibratório;
- Variação da temperatura da camada durante a experiência.

Por evolução da compactação entende-se a variação da espessura da camada ou da baridade em cada passagem desde a pavimentação até à última passagem. A monitorização da variação da espessura foi realizada por medição topográfica da altura com nível de precisão. Os valores do nivelamento foram posteriormente compatibilizados com os da medição da espessura dos carotes extraídos no trecho experimental para a completa definição da evolução da compactação.

As condições de funcionamento do cilindro no modo vibratório correspondem à definição da frequência, amplitude, modo de funcionamento e valor aproximado da força de compactação em cada passagem. Os dados foram adquiridos com acelerómetros uniaxiais colocados no rolo dianteiro do cilindro e tratados de acordo com a metodologia apresentada em 5.2.4.3.

A temperatura é um dos parâmetros mais importantes no sucesso da compactação de misturas betuminosas, tal como exposto anteriormente, tendo sido monitorizada a temperatura interna com termómetro de sonda e a temperatura superficial com termómetro por raios infravermelhos.

É importante referir que uma experiência deste género apresenta especificidades importantes que a distinguem de uma qualquer experiência laboratorial ou em obra, as quais influenciaram o planeamento e a realização, nomeadamente:

- × A experiência apenas podia ser realizada uma única vez, devido aos custos envolvidos (as misturas betuminosas apresentam uma única oportunidade de compactação e limitada no tempo);
- × As medições teriam de ser realizadas sob fortes restrições de tempo, pois as misturas betuminosas apresentam um período de tempo disponível para a compactação não muito longo e seria necessário

compatibilizar a execução das medições e do cilindramento;

- × A prática da realização de uma experiência similar era bastante limitada, apesar dos ensaios de campo descritos no Capítulo 3, pois neste caso o número de medições previstas por trecho era muito maior e em vários momentos da execução.

A experiência foi realizada com sucesso embora se tenham detectado alguns problemas, referidos durante a análise.

5.2.1 Esquema da experiência de campo

A experiência foi desenvolvida na pavimentação e compactação de uma camada de mistura betuminosa tipo Betão Betuminoso 0/16 mm (BB 0/16) sob uma camada de base betuminosa. Após pavimentação e antes de qualquer passagem do cilindro era pretendida uma espessura de 70 mm. A obra foi realizada no caminho de acesso à pedreira da empresa Jaime Queirós Ribeiro, S.A. e realizada por esta no dia 1 de Junho de 2007. O troço total teve aproximadamente 50 m de comprimento e 2,5 m de largura. O troço foi dividido em dois trechos com metade do comprimento total cada e realizados sequencialmente. Na Figura 5.1 são ilustrados os detalhes que cada um dos trechos. O trecho 1 foi compactado com o cilindro no modo “estático” e o trecho 2 com o cilindro no modo vibratório ($A_0 = 0,30$ mm e $f_0 = 58$ Hz).

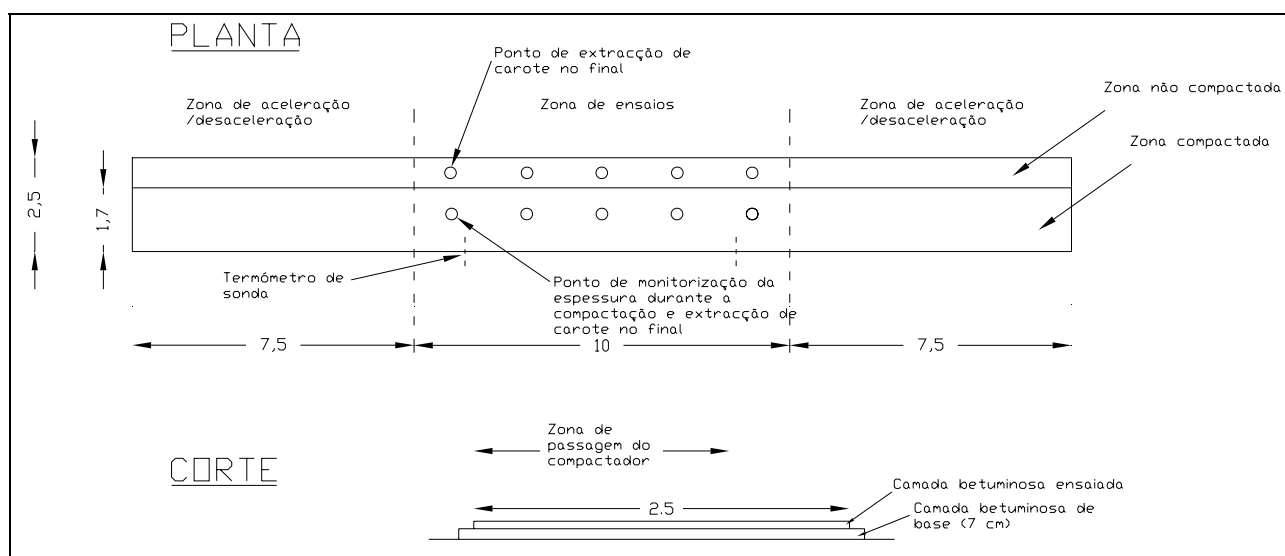


Figura 5.1 – Detalhes de cada trecho de ensaio realizado

A compactação foi realizada com um cilindro *tandem* de rasto liso, HAMM HD 75, com as características expostas na Tabela 5.1. Primeiro decorreu a pavimentação do 1º trecho com recurso à pavimentadora Vögele Super 1600-1, tendo-se de seguida definido as 3 zonas (aceleração/travagem e ensaio) e os pontos de medição da variação da espessura e da temperatura interna da camada. De seguida iniciou-se a compactação executando as medições de temperatura e espessura da camada após cada passagem. Entende-se por passagem uma ida ou uma volta do cilindro num único sentido. Posteriormente à compactação do 1º trecho deu-se início à pavimentação do 2º trecho repetindo-se todos os passos. Adicionalmente, no trecho 2 efectuaram-se medições com acelerómetros colocados no rolo dianteiro do cilindro. O cilindro não estava

equipado com velocímetro por isso não foi possível registar a velocidade durante as passagens. Na Figura 5.2 são apresentadas imagens do cilindro e da pavimentadora.

HAMM HD 75				
<u>Pesos</u>			<u>Dimensões</u>	
Peso com cabine	7600 kg		Largura do rolo	1680 mm
Carga no rolo dianteiro/posterior	3800 kg		Diâmetro do rolo	1140 mm
Carga linear estática dianteiro/posterior	22,6 kg/cm		<u>Vibração</u>	
<u>Operação</u>			Amplitude nominal	0,57 mm (I) 0,30 mm (II)
Velocidade	0-6,3 km/h		Frequência	48 Hz (I) 58 Hz (II)

Tabela 5.1 – Parâmetros do cilindro HAMM HD 75



Figura 5.2 – Cilindro HAMM HD 75 e pavimentadora Vögele Super 1600-1

Objectivo	Parâmetro	Método	Nº de medições	Quando
Compactação	Espessura da camada	Nível e mira	40	Após cada passagem do cilindro
	Espessura da camada	Paquímetro	5 x 10	Após extracção dos carotes
	Baridade	ASTM D 2726 ASTM D 1188	10	Após extracção dos carotes
Temperatura	Temperatura interna	Termómetro de sonda	2 x 8	Após cada passagem do cilindro
	Temperatura superficial	Termómetro de IF	2 x 8	Após cada passagem do cilindro
Tempo	Tempo de pavimentação	Cronómetro	1	Fim da pavimentação
	Instante da passagem do cilindro	Cronómetro	8	Após cada passagem do cilindro
Vibração	Acelerações verticais e horizontais	Acelerómetro uniaxial	16	Durante cada passagem no modo vibratório

Tabela 5.2 – Medições efectuadas em cada trecho experimental

Três dias após os ensaios foram recolhidos 20 carotes do troço de ensaios, 10 dos locais de medição de espessura e 10 da zona não compactada no mesmo perfil transversal de cada ponto de medição. Foram medidas a baridade e as dimensões (espessura e diâmetro). A Tabela 5.2 resume as medições efectuadas no trecho experimental.



Figura 5.3 – Medições entre passagens



Figura 5.4 – Imagem global da zona de ensaios



Figura 5.5 – Extracção dos carotes do pavimento

5.2.2 Mistura betuminosa (BB 0/16)

A mistura betuminosa, BB 0/16 mm, utilizada na camada ensaiada foi a mistura já descrita e estudada no Capítulo 4. A mistura betão betuminoso, com a dimensão máxima do agregado de 16 mm, respeita o caderno de encargos APORBET (1998) e a norma europeia EN13108-1 (2004). A mistura foi fabricada e controlada pela empresa Jaime Queirós Ribeiro, S.A. Foi utilizado o betume B50/70. Na Tabela 5.3 apresentam-se os dados recolhidos da mistura produzida, comparando-se as curvas granulométricas da mistura padrão (utilizada no Capítulo 4) e a realmente utilizada no trecho experimental.

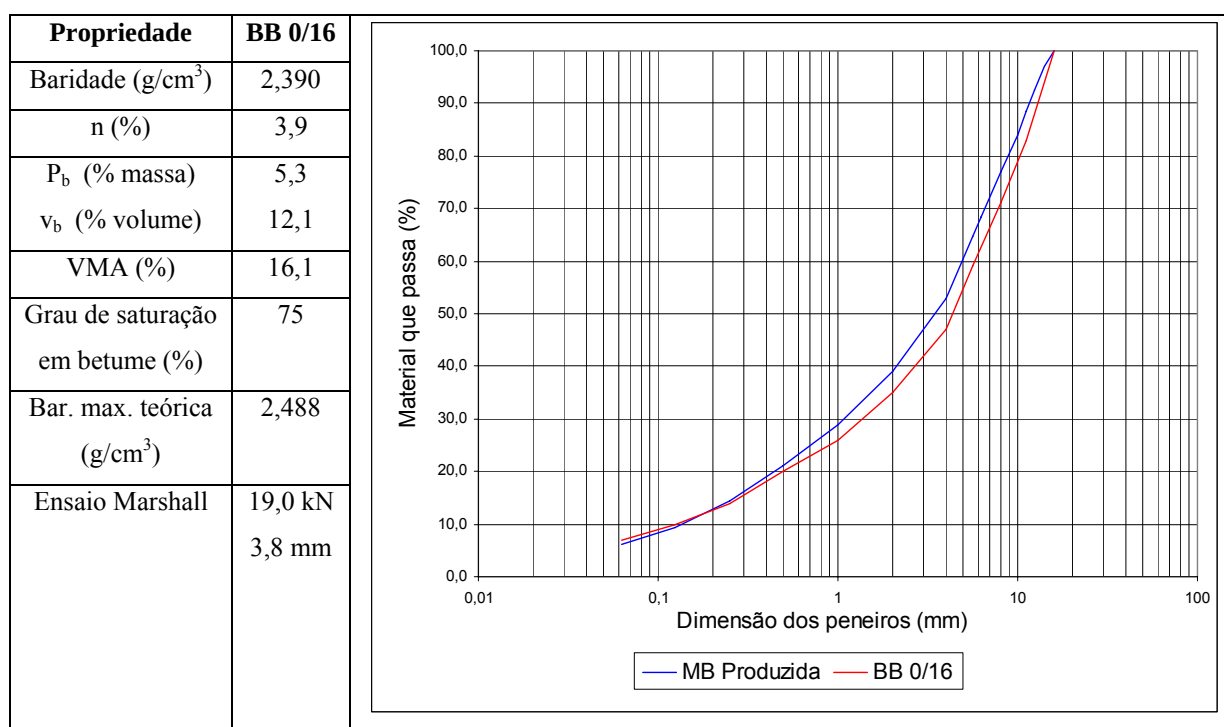


Tabela 5.3 – Propriedades da mistura betuminosa fabricada

No troço experimental foram utilizadas aproximadamente 20 toneladas de mistura betuminosa, uma pequena quantidade para uma central corrente de misturas betuminosas. Esta reduzida quantidade pode levantar problemas relativamente à homogeneidade e respeito das características pretendidas. A mistura foi produzida a meio da tarde, por isso não se colocou o problema do arranque da produção que é normalmente crítico. Os ensaios realizados sob a mistura revelam que a mistura foi fabricada de acordo com o pretendido.

5.2.3 Número de passagens necessárias e tempo disponível para a compactação

A definição antecipada do número de passagens necessárias para atingir um grau de compactação superior a 97%, normalmente definido nos cadernos de encargos, não é simples. Tal como foi discutido no Capítulo 2 não existem tabelas que indiquem o número de passagens de acordo com as características do cilindro/os e mistura betuminosa em cada caso. No trecho experimental a definição do número de passagens prende-se mais com a exequibilidade do conjunto ensaios mais passagem no tempo máximo permitido do que com o objectivo de atingir o grau de compactação mínimo. Desta forma importa primeiro definir qual o tempo disponível para a execução da experiência.

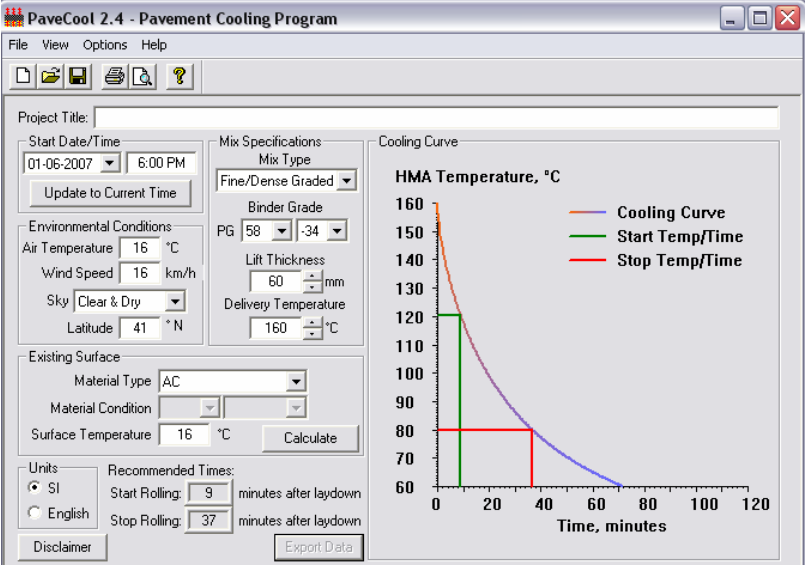
O tempo disponível depende da temperatura mínima aceitável para a mistura durante a compactação. É corrente definir uma temperatura mínima de 90 a 100°C. No Capítulo 3 demonstrou-se a importância da temperatura no grau de compactação atingido, tendo os resultados mostrado que abaixo de 100°C não é possível atingir uma compactação adequada na maioria dos casos.

Existem vários modelos para a definição da variação da temperatura com o tempo, em função das características da camada e ambientais, descritos no Capítulo 2. De seguida são apresentados os 2 modelos utilizados para prever o tempo disponível. Foram utilizados os dados meteorológicos previstos no dia anterior ao da experiência.

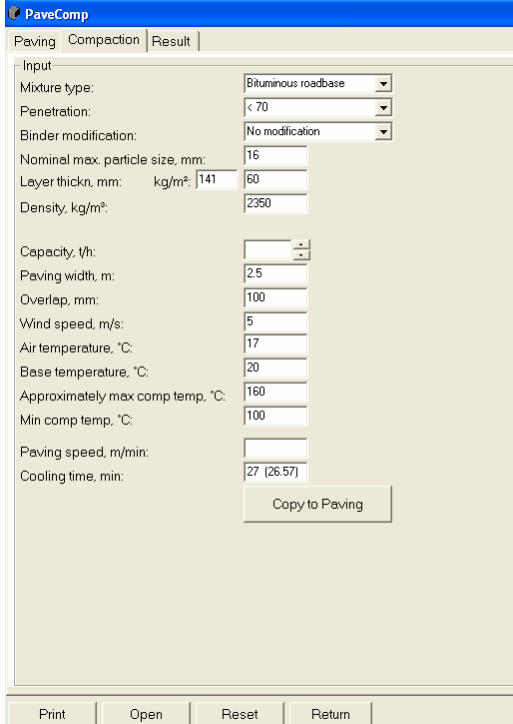
O PAVECOOL 2.4 é um *software* livre desenvolvido pela Universidade do Minnesota (USA), Chadbourn *et al.* (1998), o qual permite determinar a evolução da temperatura média da camada. Na Tabela 5.4 apresentam-se as previsões para alguns cenários prováveis. O *software* requer os dados relativos ao betume segundo a classificação SUPERPAVE, a qual não é conhecida para o betume utilizado na experiência, no entanto este factor apenas é utilizado para a definição da temperatura mínima de compactação que não é o objectivo da análise.

O segundo *software* é o PAVECOMP desenvolvido pela empresa DYNAPAC, fabricante de cilindros. Os elementos necessários à análise são praticamente os mesmos que os utilizados no *software* anterior. Tal como referido no Capítulo 2 o PAVECOOL considera os efeitos de convecção, condução e radiação (solar e terrestre) enquanto o PAVECOMP não considera o fenómeno de radiação, pelo que o primeiro deverá ser mais preciso.

Parâmetros	Valores		
Temperatura do ar (°C)	16	18	17
Vento (km/h)	16		
Espessura da camada (mm)	56	56	60
Tipo de MB	Densa		
Temperatura inicial da MB (°C)	160		
Temperatura da superfície (°C)	16	18	17
Tempo de arrefecimento até 100°C (min)	17,5	18	20


Tabela 5.4 – Previsão do tempo disponível para a realização dos ensaios com o *software* PAVECOOL

Parâmetros	Valores		
Temperatura do ar (°C)	16	18	17
Vento (km/h)	16		
Espessura da camada (mm)	56	56	60
Tipo de MB	Densa		
Temperatura inicial da MB (°C)	160		
Temperatura da superfície (°C)	16	18	17
Dimensão máxima do agregado (mm)	16		
Tipo de Betume	Não modificado B50 /70		
Tempo de arrefecimento até 100°C (min)	23,0	23,4	26,2


Tabela 5.5 – Previsão do tempo disponível para a realização dos ensaios com o *software* PAVECOMP

As previsões divergem em cerca de 30%, com as do *software* PAVECOMP a serem mais optimistas, entre 23 e 26 min disponíveis, e com o PAVECOOL entre 17 e 20 min.

O conjunto passagem mais medições previu-se que demorassem entre 2,5 a 3 minutos, 20 a 30 segundos para medição topográfica em cada ponto e 30 segundos para a passagem do cilindro (velocidade igual a 1 m/s). Desta forma com o primeiro modelo são permitidas cerca de 6 a 7 passagens enquanto com o segundo 9 a 10 passagens.

Relativamente ao número de passagens que se prevê serem necessárias para atingir o grau de compactação mínimo, não existe nenhuma metodologia rigorosa de cálculo. Apesar de as misturas betuminosas e espessuras das camadas nos ensaios descritos no Capítulo 3 não serem similares, 8 passagens foram suficientes na maioria dos casos com temperatura acima de 100°C.

Uma metodologia racional é a descrita em FGSV (2004), a qual com recurso a ensaios laboratoriais e de campo determinaram regressões para o cálculo do número de passagens em alguns casos, de acordo com o descrito no Capítulo 2. Esta metodologia foi já utilizada no Capítulo 4, no qual se calculou o valor previsto da resistência à compactação T . A regressão (2.25) determina um valor de 34,3 para a mistura BB 0/16, a partir das características da mistura apresentadas na Tabela 5.6.

SPL (%)	P _b (%)	F (%)	Fa (%)	BS (%)	Dmax (mm)	T
65	5	8	0	100	16	34,3

Tabela 5.6 – Cálculo da resistência à compactação T da mistura BB 0/16

FGSV (2004) apresenta regressões para o cálculo do número mínimo de passagens do cilindro para atingir determinado grau de compactação com as misturas betuminosas BB 0/11 e SMA 0/11. Nenhuma destas misturas é a seleccionada. No entanto, como primeira aproximação foi utilizada a regressão relativa a BB 0/11 por ser a mais similar (granulometria contínua) e apresentar a mesma regressão que BB 0/16 para o cálculo da resistência à compactação. Utilizando as expressões (2.26) e (2.27) e os dados presentes na Tabela 5.7 e Tabela 5.8 foram calculados o trabalho de compactação E_2 , igual a 60,4, e o número de passagens $N(G_c)$ do cilindro, iguais a 7 e 5, respectivamente, nos modos “estático” e vibratório.

SPL (%)	P _b (%)	F (%)	Dmax (mm)	BS (%)	Gc	E₂ [21N.m)
65	5	8	16	100	0,97	60,4

Tabela 5.7 – Cálculo do trabalho de compactação E_2 da mistura BB 0/16

T ₀ (°C)	E ₂	m _w (ton.)	[N] (0,97) – modo “estático”	[N] (0,97) – modo vibratório
160	60,4	7,4	7 (6,6) – [14]	5 (4,5) – [10]

Tabela 5.8 – Cálculo do número de passagens $N(G_c)$ do cilindro nos modos “estático” e vibratório

Nesta metodologia é considerado que uma passagem do cilindro corresponde ao percurso de ida e de volta ao ponto inicial. Assim é necessário dobrar o valor obtido para estar de acordo com a nomenclatura definida neste trabalho.

Com base na informação do tempo disponível e do número mínimo de passagens para atingir o grau de compactação mínimo pode concluir-se que existe uma incompatibilidade das duas condições. O objectivo da experiência é obter os dados relativos à evolução da compactação para proceder à simulação numérica, ao contrário do habitual que é dotar a camada do pavimento de características mecânicas adequadas às condições de serviço. Desta forma foi definido a realização de no mínimo 8 passagens, desde que verificada

a condição de a temperatura interna superior a 100°C. Apesar de no modo vibratório o número de passagens necessário se prever menor foi definido realizar o mesmo número de passagens em ambos os trechos da experiência.

5.2.4 Análise dos resultados

De seguida são apresentados os resultados directos das medições bem como os procedimentos de análise utilizados. A análise foi dividida em três partes: compactação; temperatura; acelerações.

5.2.4.1 Evolução da compactação

A evolução da compactação foi monitorizada durante a experiência com equipamento de topografia e posteriormente com extracção de carotes do pavimento.

Os resultados completos das medições sobre os carotes extraídos apresentam-se na Tabela 5.9, e os valores médios na Tabela 5.10. A equipa de topografia foi constituída pelo operador de nível e porta-mira. O nível digital de precisão utilizado, LEICA DNA 03, executa e armazena as leituras na mira em código de barras de forma automática. Em cada ponto foram executadas duas leituras e calculada a média. A precisão definida pelo fabricante é 0,1 mm, a mesma precisão do paquímetro. Na Tabela 5.11 e na Tabela 5.12 apresentam-se os resultados das medições com o nível, respectivamente, no trecho 1 e no trecho 2.

	Carote	Compactado	H médio (mm)	Diâmetro médio (mm)	Baridade (g/cm ³)	Porosidade (%)	Grau de compactação (%)
Estático – Trecho 1	E1	Não	65,9	103,4	1,976	20,6	82,7
		Sim	58,4	102,9	2,209	11,2	92,4
	E2	Não	66,1	103,2	1,989	20,0	83,2
		Sim	57,9	103,1	2,213	11,0	92,6
	E3	Não	65,8	103,4	1,981	20,4	82,9
		Sim	58,1	103,2	2,237	10,1	93,6
	E4	Não	68,3	103,6	1,965	21,0	82,2
		Sim	57,0	102,7	2,219	10,8	92,9
	E5	Não	68,0	103,1	1,980	20,4	82,9
		Sim	55,9	103,1	2,235	10,2	93,5
Vibração – Trecho 2	V1	Não	61,3	103,1	1,967	20,9	82,3
		Sim	50,7	102,9	2,277	8,5	95,3
	V2	Não	62,3	103,1	1,978	20,5	82,8
		Sim	51,0	103,1	2,275	8,6	95,2
	V3	Não	60,5	103,3	1,927	22,6	80,6
		Sim	51,4	102,7	2,275	8,6	95,2
	V4	Não	62,0	103,2	1,950	21,6	81,6
		Sim	51,3	102,9	2,260	9,1	94,6
	V5	Não	68,2	103,0	1,943	21,9	81,3
		Sim	54,1	102,9	2,272	8,7	95,0

Tabela 5.9 – Resultados das medições sobre os carotes extraídos do pavimento

Carote	Compactado	H médio (mm)	Desvio padrão H	Diâmetro médio (mm)	Baridade (g/cm ³)	Porosidade (%)	Grau de compactação (%)	Desvio padrão Gc
Estático	Não	66,8	1,2	103,3	1,978	20,5	82,8	0,4
	Sim	57,5	1,0	103,0	2,223	10,5	93,0	0,5
Vibração	Não	62,9	3,1	103,1	1,953	21,5	81,7	0,8
	Sim	51,7	1,4	102,9	2,272	8,7	95,0	0,3

Tabela 5.10 – Quadro resumo das medições sobre os carotes extraídos do pavimento

ID	1			2			3		
Nº Passagens	ΔH (mm)	Distância (m)	$\sigma_{\Delta H}$ (mm)	ΔH (mm)	Distância (m)	$\sigma_{\Delta H}$ (mm)	ΔH (mm)	Distância (m)	$\sigma_{\Delta H}$ (mm)
1	0,0	10,8776	0,1	0,0	9,3610	0,0	0,0	7,8589	0,0
2	1,4	10,9252	0,0	1,0	9,3573	0,0	1,9	7,8737	0,0
3	2,2	10,8964	0,0	1,8	9,3549	0,0	0,4	7,8596	0,0
4	2,6	10,9070	0,0	2,3	9,3758	0,0	-2,0	7,8747	0,0
5	4,0	10,8924	0,0	3,6	9,3323	0,0	3,9	7,8686	0,0
6	4,5	10,9442	0,1	4,0	9,3818	0,0	3,6	7,8683	0,0
7	4,9	10,9129	0,0	2,0	9,3520	0,0	2,0	7,8869	0,1
8	3,8	10,9014	0,0	4,4	9,4003	0,0	2,7	7,8830	0,1
Média	10,9071			9,3644			7,8717		
σ Dist.	0,0206			0,0209			0,0100		

Tabela 5.11 – Medições com o nível digital no trecho 1 (modo “estático”)

ID	4			5		
Nº Passagens	ΔH (mm)	Distância (m)	$\sigma_{\Delta H}$ (mm)	ΔH (mm)	Distância (m)	$\sigma_{\Delta H}$ (mm)
1	0,0	6,5803	0,0	0,0	5,6994	0,1
2	2,3	6,5705	0,1	3,1	5,7212	0,0
3	1,8	6,5719	0,2	3,1	5,7121	0,0
4	-0,6	6,5710	0,1	2,2	5,7329	0,0
5	3,0	6,5683	0,2	6,1	5,7132	0,0
6	4,7	6,5979	0,1	6,2	5,7263	0,1
7	5,1	6,6047	0,0	5,9	5,7228	0,0
8	3,5	6,5895	0,0	6,1	5,7265	0,1
Média	6,5818			5,7193		
σ Dist.	0,0140			0,0106		

Tabela 5.11 – Medições com o nível digital no trecho 1 (modo “estático”) (cont.)

ID	1			2			3		
Nº Passagens	ΔH (mm)	Distância (m)	$\sigma_{\Delta H}$ (mm)	ΔH (mm)	Distância (m)	$\sigma_{\Delta H}$ (mm)	ΔH (mm)	Distância (m)	$\sigma_{\Delta H}$ (mm)
1	0,0	17,3710	0,0	0,0	19,4081	0,0	0,0	21,3447	0,0
2	2,0	17,3547	0,1	2,7	19,3559	0,1	2,6	21,3284	0,1
3	2,5	17,3367	0,0	2,4	19,3877	0,0	2,9	21,3539	0,0
4	4,2	17,3428	0,1	4,0	19,3568	0,0	4,9	21,2947	0,0
5	4,8	17,3397	0,0	4,5	19,3728	0,0	5,2	21,3141	0,1
6	6,3	17,3045	0,1	6,8	19,3363	0,0	6,8	21,2854	0,1
7	6,4	17,3216	0,0	6,6	19,3529	0,0	6,7	21,2902	0,0
8	7,8	17,2765	0,1	8,3	19,3093	0,2	8,6	21,2543	0,0
Média	17,3309			19,3600			21,3082		
σ Dist.	0,0297			0,0303			0,0334		

Tabela 5.12 – Medições com o nível digital no trecho 2 (modo vibratório)

ID	4			5		
Nº Passagens	ΔH (mm)	Distância (m)	$\sigma_{\Delta H}$ (mm)	ΔH (mm)	Distância (m)	$\sigma_{\Delta H}$ (mm)
1	0,0	23,1479	0,1	0,0	24,9831	0,1
2	2,5	23,1271	0,2	3,7	24,9863	0,1
3	3,2	23,1227	0,1	4,2	24,9716	0,2
4	4,1	23,1108	0,1	6,0	24,9328	0,1
5	5,1	23,1107	0,0	6,1	24,9452	0,0
6	6,9	23,0772	0,0	7,6	24,9306	0,0
7	6,5	23,0761	0,1	7,6	24,9271	0,0
8	8,3	23,0455	0,1	9,8	24,8790	0,1

Média	23,1023	24,9445
σ Dist.	0,0334	0,0356

Tabela 5.12 – Medições com o nível digital no trecho 2 (modo vibratório) (cont.)

Os dados apresentados permitem concluir que a espessura inicial da camada foi sempre inferior à pretendida, 70 mm. A espessura revelou-se inferior em média 3,2 mm no trecho 1 e 7,1 mm no trecho 2, não cumprindo as especificações do CE da JAE (1998) se aplicadas à espessura inicial. As razões possíveis são previsivelmente o deficiente nivelamento longitudinal da camada de base e/ou problema técnico na pavimentadora. O grau de compactação conseguido pela pavimentadora foi ligeiramente superior no trecho 1. Como esperado o grau de compactação final é superior no trecho em que se utilizou o modo vibratório, no entanto em ambos os casos não se atingiu o valor mínimo normalmente especificado nos cadernos de encargos, 97%, tal como se previa pela realização de um menor número de passagens que o previsivelmente necessário.

De forma a permitir analisar a evolução da espessura da camada, combinou-se os dados obtidos durante a compactação (Tabela 5.11 e Tabela 5.12) com os obtidos após extracção dos carotes (Tabela 5.9 e Tabela 5.10). Dito de outra forma, combinaram-se os valores da espessura final e inicial dos carotes com os valores da variação da altura obtidos por nivelamento topográfico. Assim obtiveram-se os valores da espessura da camada em cada ponto após cada passagem, apresentados na Tabela 5.13 e na Tabela 5.14 para os modos, respectivamente, “estático” e vibratório.

ID	1				2				3			
Nº Passagens	ΔH (mm)	H (mm)	H (mm)	ΔH (%)	ΔH (mm)	H (mm)	H (mm)	ΔH (%)	ΔH (mm)	H (mm)	H (mm)	ΔH (%)
0		65,9	65,9	0,0		66,1	66,1	0,0		65,8	65,8	0,0
1	0,0		62,2	5,6	0,0		62,3	5,8	0,0		60,8	7,5
2	1,4		60,9	7,6	1,0		61,3	7,3	1,9		58,9	10,4
3	2,2		60,1	8,9	1,8		60,5	8,5	0,4		60,4	8,2
4	2,6		59,7	9,4	2,3		60,0	9,2	-2,0		62,9	4,5
5	4,0		58,2	11,7	3,6		58,6	11,3	3,9		57,0	13,4
6	4,5		57,8	12,3	4,0		58,3	11,8	3,6		57,2	13,1
7	4,9		57,3	13,0	2,0		60,3	8,8	2,0		58,9	10,6
8	3,8	58,4	58,4	11,4	4,4	57,9	57,9	12,4	2,7	58,1	58,1	11,7

Tabela 5.13 – Variação da espessura no trecho 2 (modo “estático”)

ID	4				5			
Nº Passagens	ΔH (mm)	H (mm)	H (mm)	ΔH (%)	ΔH (mm)	H (mm)	H (mm)	ΔH (%)
0		68,3	68,3	0,0		68,0	68,0	0,0
1	0,0		60,5	11,4	0,0		62,0	8,8
2	2,3		58,3	14,7	3,1		58,9	13,4
3	1,8		58,8	14,0	3,1		58,9	13,3
4	-0,6		61,1	10,6	2,2		59,8	12,0
5	3,0		57,5	15,8	6,1		55,9	17,8
6	4,7		55,9	18,2	6,2		55,8	17,9
7	5,1		55,4	18,8	5,9		56,2	17,4
8	3,5	57,0	57,0	16,5	6,1	55,9	55,9	17,8

Tabela 5.13 – Variação da espessura no trecho 2 (modo “estático”) (cont.)

ID	1				2				3			
Nº Passagens	ΔH (mm)	H (mm)	H (mm)	ΔH (%)	ΔH (mm)	H (mm)	H (mm)	ΔH (%)	ΔH (mm)	H (mm)	H (mm)	ΔH (%)
0		61,3	61,3	0,0		62,3	62,3	0,0		60,5	60,5	0,0
1	0,0		58,5	4,6	0,0		59,3	4,8	0,0		60,0	0,9
2	2,0		56,5	7,8	2,7		56,6	9,1	2,6		57,4	5,2
3	2,5		56,0	8,6	2,4		56,9	8,6	2,9		57,1	5,7
4	4,2		54,3	11,4	4,0		55,3	11,3	4,9		55,1	9,0
5	4,8		53,7	12,4	4,5		54,8	12,1	5,2		54,8	9,5
6	6,3		52,1	14,9	6,8		52,5	15,7	6,8		53,1	12,2
7	6,4		52,1	15,0	6,6		52,7	15,3	6,7		53,2	12,0
8	7,8	50,7	50,7	17,3	8,3	51,0	51,0	18,1	8,6	51,4	51,4	15,0

Tabela 5.14 – Variação da espessura no trecho 2 (modo vibratório)

ID	4				5			
Nº Passagens	ΔH (mm)	H (mm)	H (mm)	ΔH (%)	ΔH (mm)	H (mm)	H (mm)	ΔH (%)
0		62,0	62,0	0,0		68,2	68,2	0,0
1	0,0		59,6	3,9	0,0		63,9	6,3
2	2,5		57,1	7,9	3,7		60,2	11,7
3	3,2		56,4	9,1	4,2		59,7	12,4
4	4,1		55,4	10,6	6,0		57,9	15,1
5	5,1		54,4	12,2	6,1		57,9	15,2
6	6,9		52,7	15,1	7,6		56,3	17,5
7	6,5		53,1	14,4	7,6		56,3	17,5
8	8,3	51,3	51,3	17,3	9,8	54,1	54,1	20,7

Tabela 5.14 – Variação da espessura no trecho 2 (modo vibratório) (cont.)

A variação da espessura no trecho 1 e 2 é representada graficamente na Figura 5.6, em que cada linha representa um perfil transversal. Os gráficos mostram que enquanto a espessura parece ter estabilizado para 5 a 6 passagens no modo “estático”, no modo vibratório esta decresce de forma contínua. No trecho 1 existe maior variabilidade, quer pelos aumentos e decréscimos da espessura quer entre pontos do trecho. As passagens nº 4 e 7 provocam um aumento da espessura, que não se compreende, podendo ter sido originada por erros associados aos procedimentos de medição. No trecho 2 o ponto 5 apresenta uma espessura inicial muito maior, no entanto a tendência da variação da espessura é semelhante aos restantes pontos.

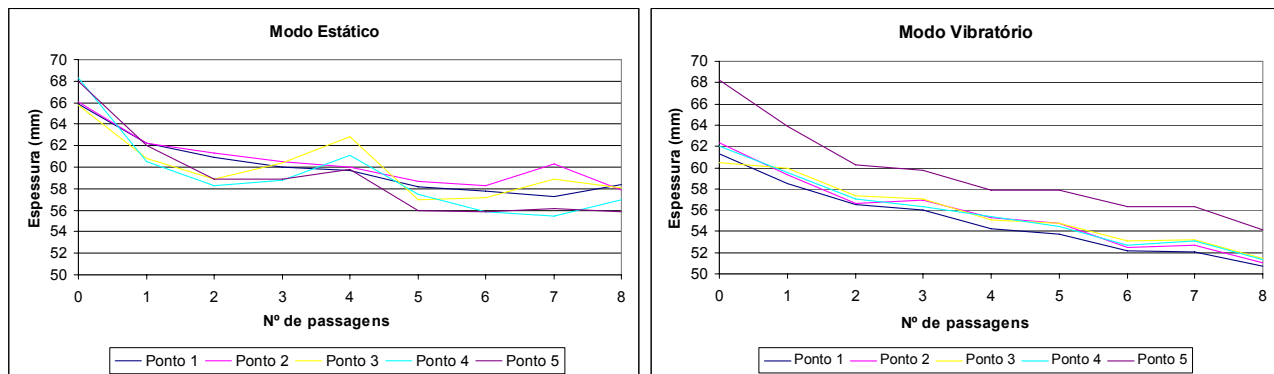


Figura 5.6 – Variação da espessura da camada com o número de passagens nos 2 trechos

De forma a utilizar os dados da variação da espessura na modelação numérica dos dois trechos é necessário encontrar uma expressão que relacione a espessura com o número de passagens do cilindro. Uma das formas é definir uma regressão que minimize os erros, do tipo: linear, logarítmica, exponencial negativa, polinomial, etc. Estas equações apesar de até poderem apresentar uma boa qualidade de ajuste não incluem nenhum conhecimento físico do fenómeno. Pelo contrário na bibliografia podem encontrar-se regressões tipo em que os coeficientes têm uma correspondência física. As duas mais relevantes, relativas à espessura, são as seguintes:

Huerne (2004)

$$H_N = H_\infty \left[1 + \frac{H_0 - H_\infty}{H_\infty} \cdot 10^{-\alpha \cdot N} \right] \quad (5.1)$$

EN12697-10 (2001)

$$\frac{1}{H_N} = \frac{1}{H_\infty} - \left[\frac{1}{H_\infty} - \frac{1}{H_0} \right] \cdot e^{\frac{-N}{T}} \quad (5.2)$$

Em que:

- H_N – espessura após N passagens
- H_∞ – espessura após um nº infinito de passagens
- H_0 – espessura antes de qualquer passagem
- N – nº de passagens efectuadas
- α, T – coeficientes do modelo

Estas expressões são também utilizadas para determinar a compactabilidade da mistura, tal como exposto no Capítulo 2. As duas expressões são similares, tendo-se seleccionado a primeira expressão por maior facilidade de cálculo analítico. Para a regressão seleccionada o elemento $\frac{H_0 - H_\infty}{H_\infty}$ será designado a partir

deste ponto por γ , o qual representa o estado de compactação inicial. Relativamente ao coeficiente α , este representa o progresso da compactação com o número de passagens, com um valor superior para uma compactação mais rápida (menor número de passagens), ou a compactabilidade da mistura.

O procedimento para a determinação da regressão representativa em cada trecho foi a seguinte:

1. Determinação da regressão para cada um dos pontos individualmente, com H_∞ , α e γ estimados pela regressão;
2. Verificação, para cada uma das regressões, da existência de eventuais valores passíveis de ser classificados como *outliers* (valores atípicos ou discrepantes);

3. Determinação de nova regressão, com exclusão dos *outliers* identificados;
4. Determinação do valor médio de H_{∞} ;
5. Determinação da regressão para cada um dos pontos individualmente, para H_{∞} médio, com α e γ estimados pela regressão;
6. Determinação do valor médio de γ ;
7. Determinação da regressão considerando todos os pontos simultaneamente, para H_{∞} e γ médios, e α estimado pela regressão.

As regressões finais, obtidas com recurso ao *software* comercial SPSS v 15.0, são:

$$\begin{array}{l} \text{Trecho 1} \\ \text{(modo "estático")} \end{array} \quad H_N = 57,4 \times \left[1 + 0,159 \times 10^{-0,2708 \times N} \right] \quad R^2 = 0,843 \quad (5.3)$$

$$\begin{array}{l} \text{Trecho 2} \\ \text{(modo vibratório)} \end{array} \quad H_N = 48,0 \times \left[1 + 0,278 \times 10^{-0,0709 \times N} \right] \quad R^2 = 0,961 \quad (5.4)$$

Tabela 5.15 – Regressões finais da variação da espessura com o nº de passagens, nos trechos 1 e 2

A aplicação do procedimento implicou a eliminação de 2 valores no trecho 1 e 1 ponto (perfil transversal) no trecho 2. O ponto 5 do trecho 2 foi eliminado porque, apesar da tendência ser similar aos restantes, apresenta um valor inicial (espessura) bastante superior, tendo sido considerado *outlier*. Na Figura 5.7 comparam-se os dados observados e estimados pela regressão. Todas as informações relativas ao procedimento podem ser consultadas no ANEXO H.

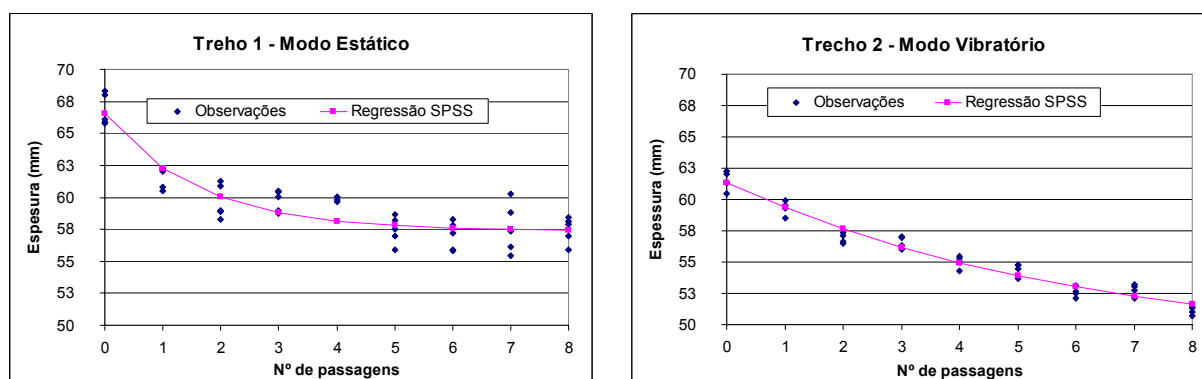


Figura 5.7 – Representação gráfica dos valores observados e a regressão estimada, para os 2 trechos

Os valores encontrados de H_{∞} , α e γ permitem concluir que a espessura e a compactação iniciais são superiores no trecho 1 e a compactação é mais rápida. A um valor α superior corresponde uma compactabilidade maior, que para este caso não é verdade pois para as mesmas 8 passagens o grau de compactação é superior no trecho 2, como se referiu anteriormente. Como no trecho 1 após 5 passagens a baridade quase não aumenta (espessura constante) na regressão o valor de α obtido é alto, apesar não se ter atingido a baridade máxima. A interpretação correcta dos parâmetros da compactabilidade é referida no Capítulo 2.

A qualidade do ajuste é muito bom no trecho 2 e razoavelmente bom no trecho 1. Em estatística considera-se

correntemente que apenas as regressões com coeficiente de ajuste superior a 0,9 devem ser consideradas para aplicações de carácter preditivo. No entanto, no modelo numérico descrito neste capítulo foram utilizadas ambas as regressões para a determinação da variação da espessura com o número de passagens, no modo de compactação respectivo.

De modo a excluir a hipótese de outro factor poder ser incluído na regressão analisaram-se os resíduos das regressões. O único factor independente é a temperatura da camada. Na Figura 5.8 representam-se graficamente os resíduos versus os valores da temperatura, nos dois trechos experimentais. A distribuição aleatória em torno do valor nulo permite concluir que não existe relação entre os dois parâmetros, em ambos os trechos.

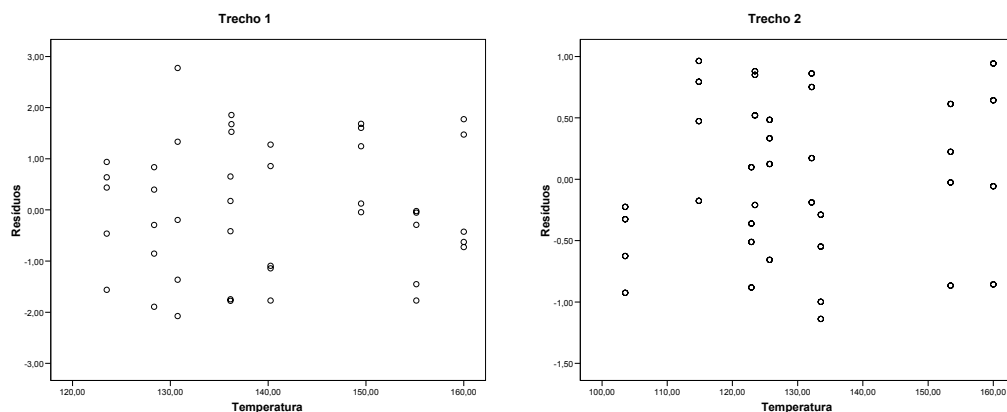


Figura 5.8 – Representação gráfica dos resíduos versus temperatura, para os 2 trechos

Relativamente à evolução da compactação, não foi ainda referido o aumento do grau de compactação (G_c) com o número de passagens. Uma vez que não foi possível utilizar o gamadensímetro, por avaria em obra, apenas se conhecem os valores iniciais e finais (carotes extraídos). No entanto, a variação da espessura do provete pode ser relacionada com a variação da baridade (ou grau de compactação). A baridade é uma relação entre a unidade de massa e a unidade de volume. Para uma camada, assumindo que não existe movimento horizontal de partículas, o volume varia linearmente com a espessura. Desta forma a baridade aumenta com a compactação na razão linear da variação da espessura. As medições da espessura e da baridade dos carotes extraídos permitem determinar a relação linear entre a espessura e a baridade nos 2 trechos de ensaio, como se ilustra na Figura 5.9.

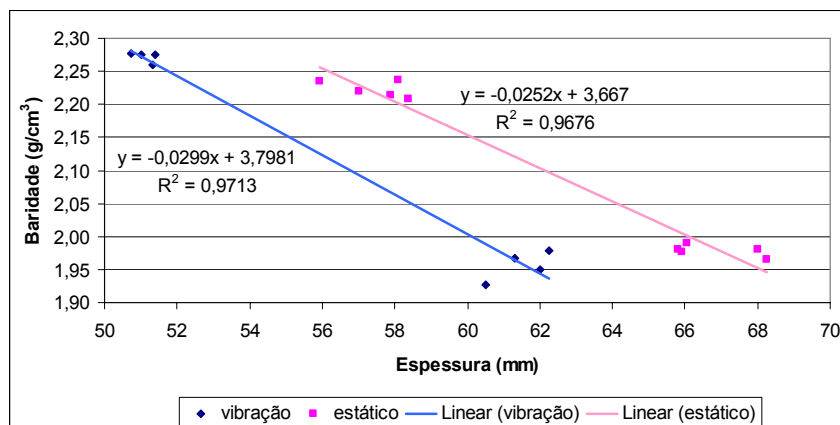


Figura 5.9 – Relação da espessura e baridade nos 2 trechos de ensaio, valores medidos e regressão estimada

A relação encontrada para a variação da espessura da camada com o número de passagens do cilindro em conjunto com as regressões atrás referidas permitem determinar os valores da baridade após cada passagem nos 2 trechos de ensaio, Figura 5.10.

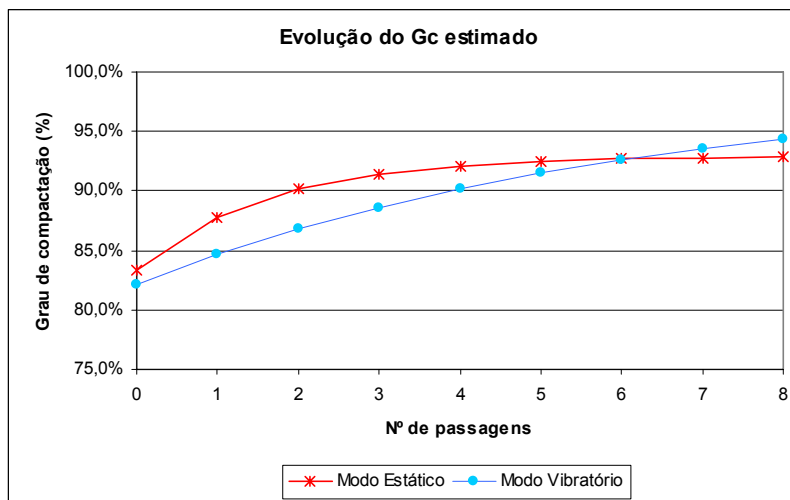


Figura 5.10 – Evolução estimada do grau de compactação com o nº de passagens do cilindro, nos trechos 1 e 2

Ao contrário do que era expectável até à 6ª passagem o grau de compactação foi superior na compactação em modo “estático”. Os ensaios de campo apresentados no Capítulo 3 contrariam largamente a superioridade do modo “estático” em relação ao modo vibratório. A variação do G_c no modo “estático” apresenta o comportamento previsto, com um aumento significativo nas primeiras passagens e nas seguintes a estabilização. O G_c final é no entanto baixo e aquém do mínimo recomendado (97%). No modo vibratório existe uma tendência crescente com variação quase constante. O G_c final é superior como esperado mas inferior ao mínimo recomendado. O número de passagens recomendadas para a obtenção de um grau de compactação de 97%, referidas atrás, era 10 e 14, respectivamente, para o modo vibratório e modo “estático”, que não realizaram por se ter decidido, na fase da preparação da experiência, apenas efectuar 8 passagens, tal como exposto anteriormente.

5.2.4.2 Temperatura

Durante a realização de cada trecho de ensaio as temperaturas superficial e interna da camada de misturas betuminosas foram monitorizadas. As medições efectuaram-se após cada uma das passagens. A temperatura superficial foi medida com um termómetro de raios infravermelhos em 3 pontos aleatórios da zona testada do trecho e a temperatura interna a meia altura, aproximadamente, foi medida com 2 termómetros colocados lateralmente em pontos extremos da zona de testes do trecho. Os equipamentos utilizados são apresentados na Figura 5.11. Após a medição, as sondas eram retiradas e novamente colocadas em cada medição para impedir a sua danificação com a circulação do cilindro e pessoas, devido às limitações do espaço envolvente.



Figura 5.11 – Termômetros utilizados

Na Figura 5.12 é ilustrada a variação da temperatura, superficial e interna, com o tempo desde o final da pavimentação, para cada trecho de ensaio.

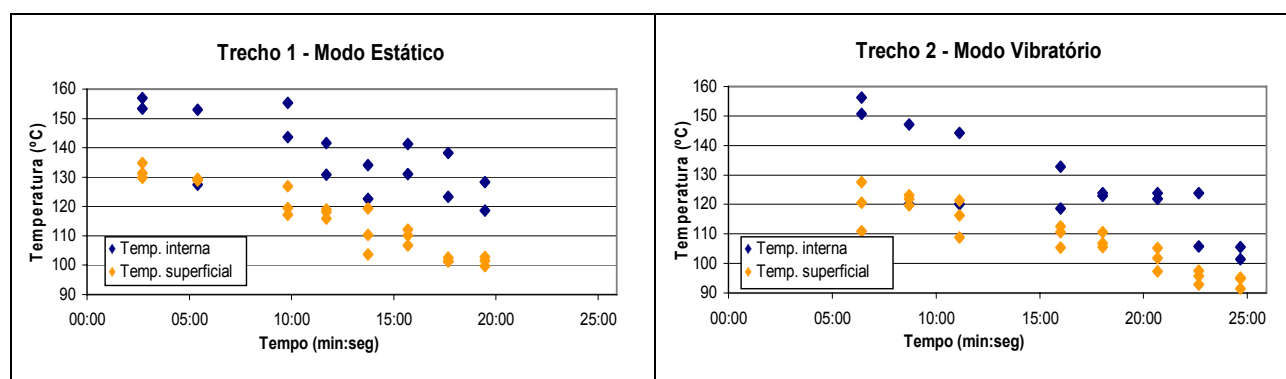


Figura 5.12 – Representação gráfica dos valores observados, para os 2 trechos

Considerando a média das temperaturas superficial e interna (meia altura), Figura 5.13, verifica-se que o arrefecimento da camada foi apenas um pouco mais rápido no trecho 2. No trecho 2 a compactação demorou mais tempo, com as passagens idênticas (mesmo nº da passagem) a ocorrer a uma temperatura inferior, em média 4 minutos mais tarde e com menos 10 °C.

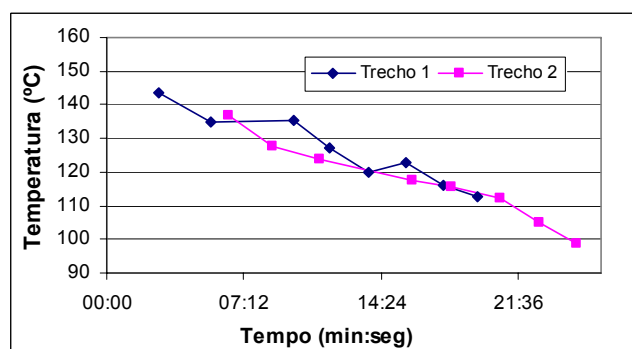


Figura 5.13 – Temperatura média em cada trecho durante a compactação

Os dados meteorológicos obtidos na estação de Penafiel, a mais próxima do local, fornecidos pelo Instituto de Meteorologia I.P., são apresentados na Tabela 5.16. Com base nos dados apresentados, temperatura e velocidade do vento, o arrefecimento calculado pelos *softwares* PAVECOMP e PAVECOOL é representado graficamente junto com as temperaturas medidas médias. A evolução estimada da temperatura está próxima da verificada em campo.

Tempo UTC		Temperatura do ar (°C)	Humidade relativa (%)	Rumo do vento (°)	Rumo Vmax (°)	Intensidade média do vento (m/s)	Intensidade máxima do vento (m/s)	Irradiação solar global (kJ/m ²)
(h)	(min)							
17	0	21,0	60	309	338	1,80	5,0	1836,6
17	10	21,4	60	294	309	2,40	4,4	
17	20	21,2	61	318	321	2,40	4,4	
17	30	21,3	60	294	293	2,20	4,7	
17	40	21,2	61	285	287	2,70	4,7	
17	50	21,1	61	296	309	1,80	3,9	
18	0	20,8	63	317	326	2,20	4,5	1233,5
18	10	21,0	62	308	315	1,90	3,3	
18	20	20,7	63	319	309	1,80	3,5	
18	30	20,9	62	320	315	1,60	3,7	
18	40	20,5	63	309	326	1,80	3,2	
18	50	20,1	65	298	259	2,00	4,0	
19	0	19,9	66	310	298	1,20	3,2	577,8
19	10	19,8	66	304	315	1,30	2,5	
19	20	19,2	68	261	259	1,50	2,8	
19	30	18,8	68	274	309	1,10	2,2	
19	40	18,5	70	247	253	1,10	1,8	
19	50	18,3	71	254	248	0,90	1,5	

Tabela 5.16 – Dados meteorológicos da estação de Penafiel (fonte IM)

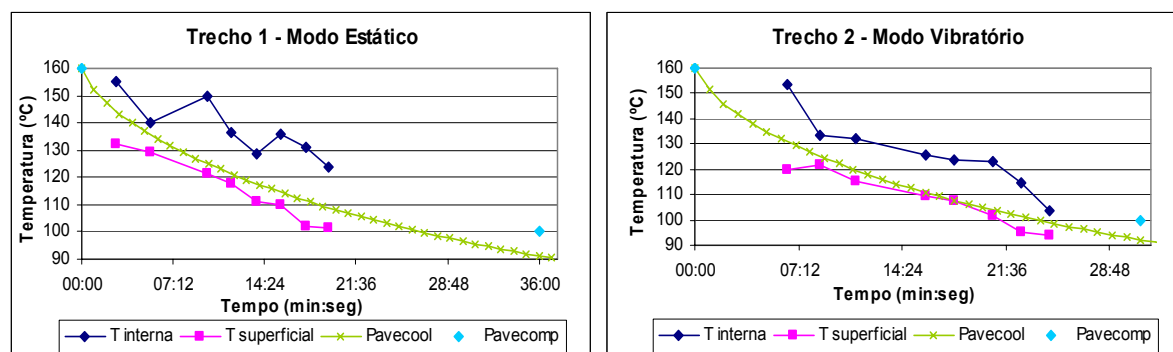


Figura 5.14 – Representação gráfica dos valores observados da temperatura, para os 2 trechos, face aos estimados

5.2.4.3 Acelerações

No trecho 2 o cilindro foi utilizado no modo “dinâmico”, modalidade II de vibração ($A_0 = 0,30$ mm e $f_0 = 58$ Hz). De modo a determinar as condições de funcionamento reais do cilindro na camada a compactar e a variação com o decorrer da compactação efectuaram-se medições das acelerações horizontais e verticais do rolo dianteiro. Os dois rolos do cilindro foram utilizados nas mesmas condições de vibração.

O sistema de aquisição de dados é o apresentado na Figura 5.15, e composto por 2 acelerómetros uniaxiais, 2 amplificadores de sinal e um computador portátil para armazenamento dos dados.

Os acelerómetros foram colocados transversalmente, como se ilustra na Figura 5.16 b), de forma medir o valor máximo da aceleração, tanto na direcção vertical como na horizontal. Em relação à posição longitudinal (lado do rolo) optou-se pela posição no extremo do motor do eixo excêntrico, uma vez que só assim se consegue manter a posição durante a circulação do cilindro, como é ilustrado na Figura 5.16 a). Estes foram ligados a dois cubos metálicos que se soldaram previamente ao revestimento exterior do motor.

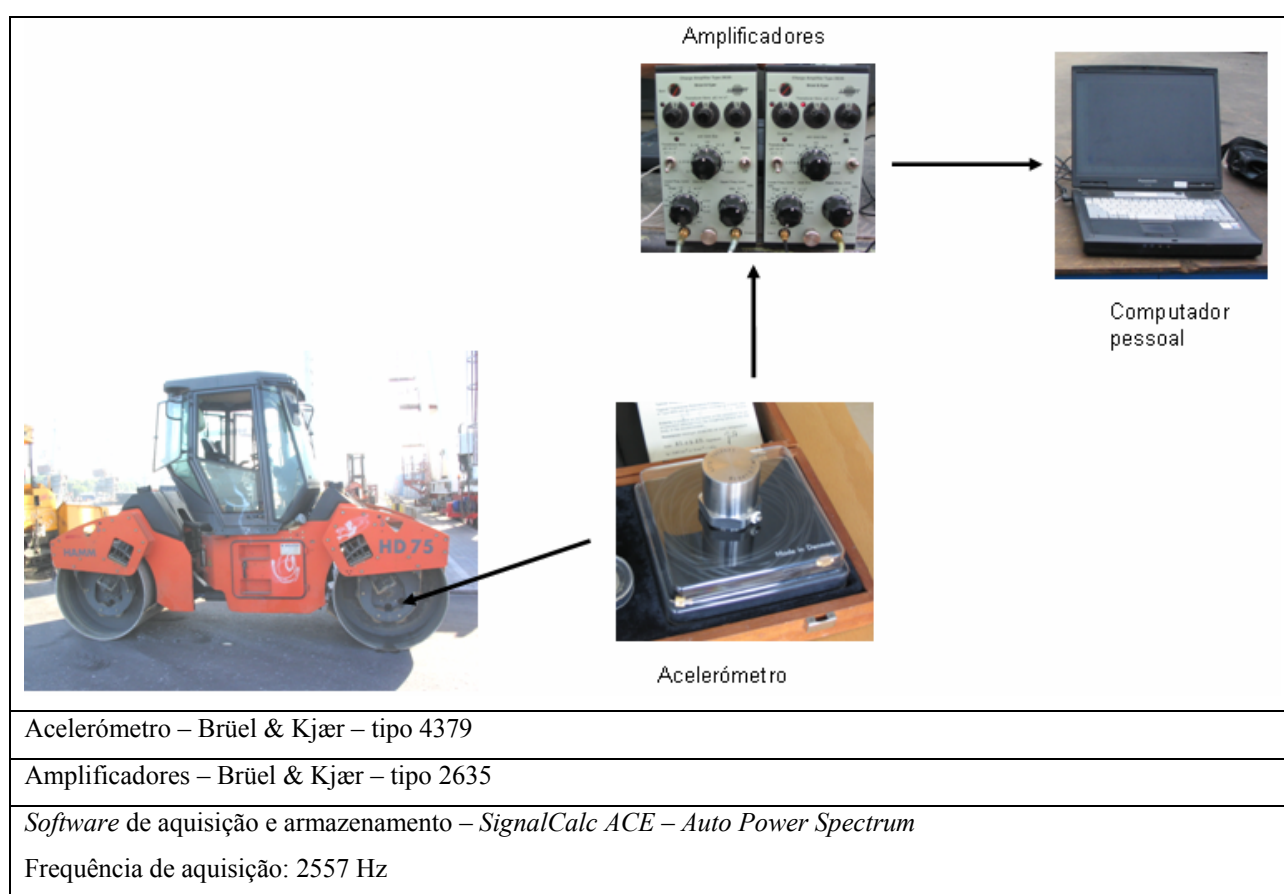


Figura 5.15 – Sistema de medição das vibrações do rolo

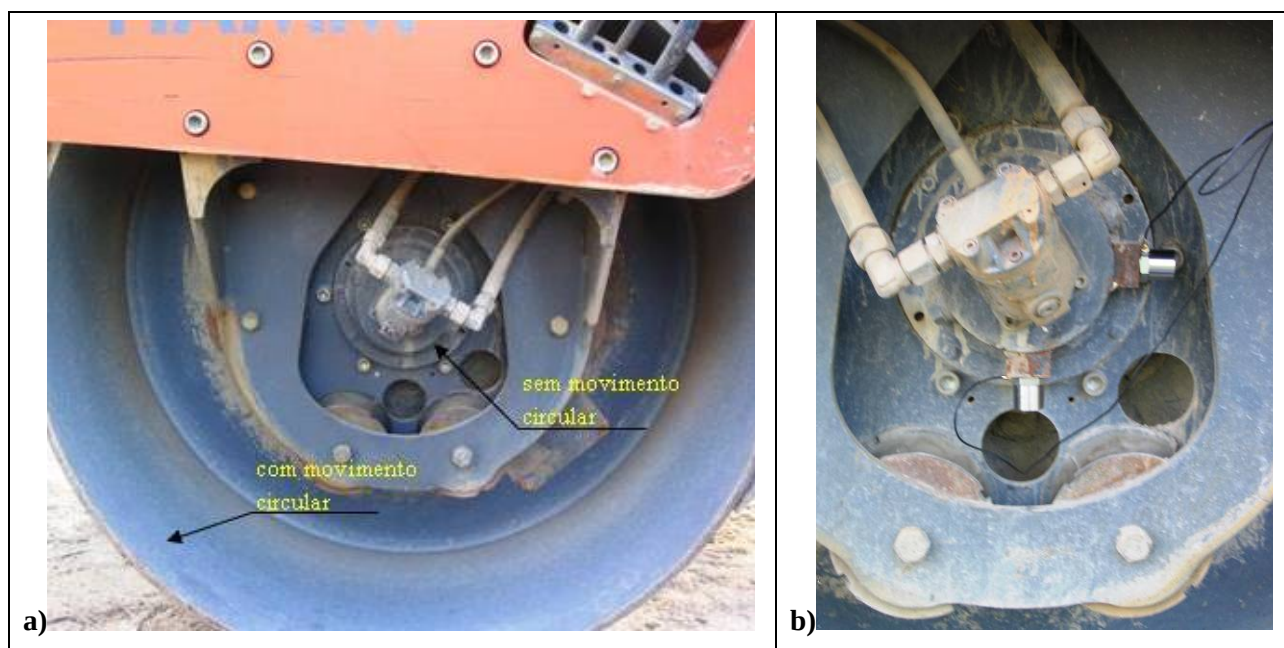


Figura 5.16 – Imagens do rolo e do posicionamento dos acelerômetros

Na Figura 5.17 apresenta-se o sinal adquirido na primeira passagem.

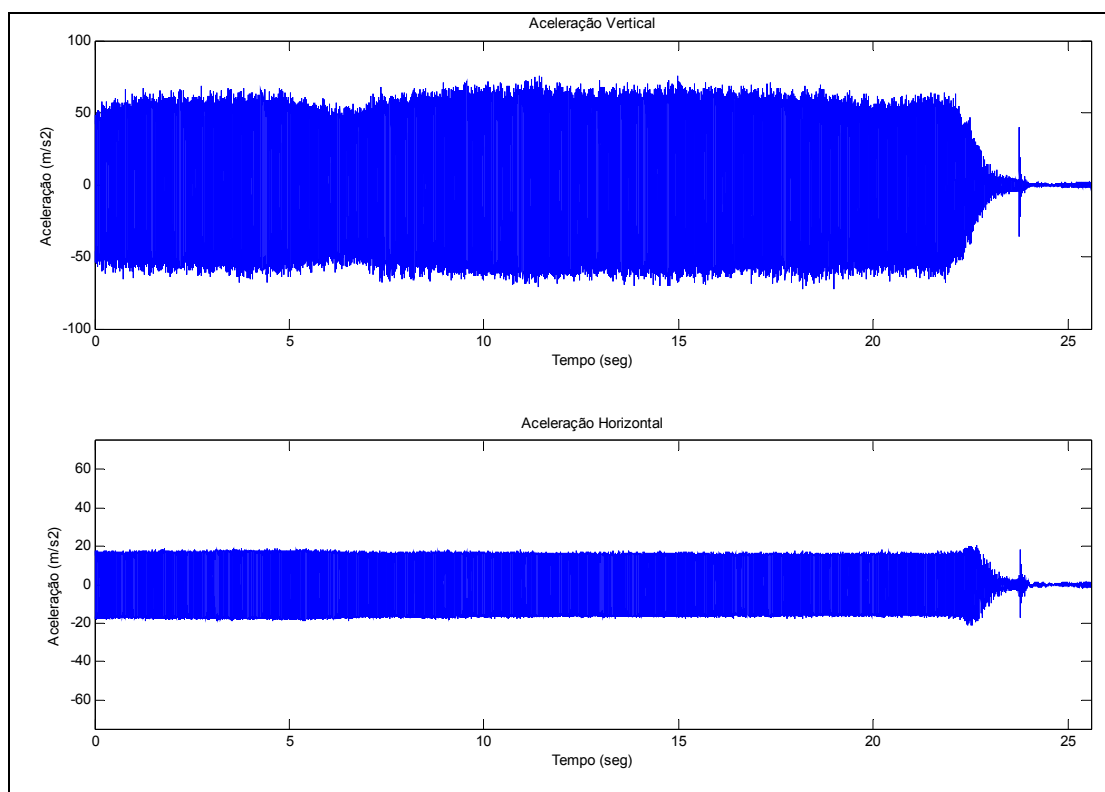


Figura 5.17 – Acelerações medidas na primeira passagem

A aceleração horizontal é pouco influenciada pela interação rolo-solo. Assim a aceleração horizontal deverá apresentar um valor máximo próximo do da aceleração centrífuga criada pelo eixo excêntrico. De acordo com a formulação apresentada no Capítulo 2, a aceleração centrífuga é aproximadamente 40 m/s^2 . Verifica-se assim que o valor medido é metade do previsível. Para um intervalo de tempo mais curto, Figura 5.18 e Figura 5.19, observa-se que o sinal da aceleração horizontal não está completo. Com a exceção da passagem nº 2 o sinal medido apresenta uma configuração semelhante ao exibido em baixo. A explicação para este acontecimento deve estar relacionado com a danificação dos cabos de ligação entre o acelerómetro e o amplificador, que são extremamente sensíveis.

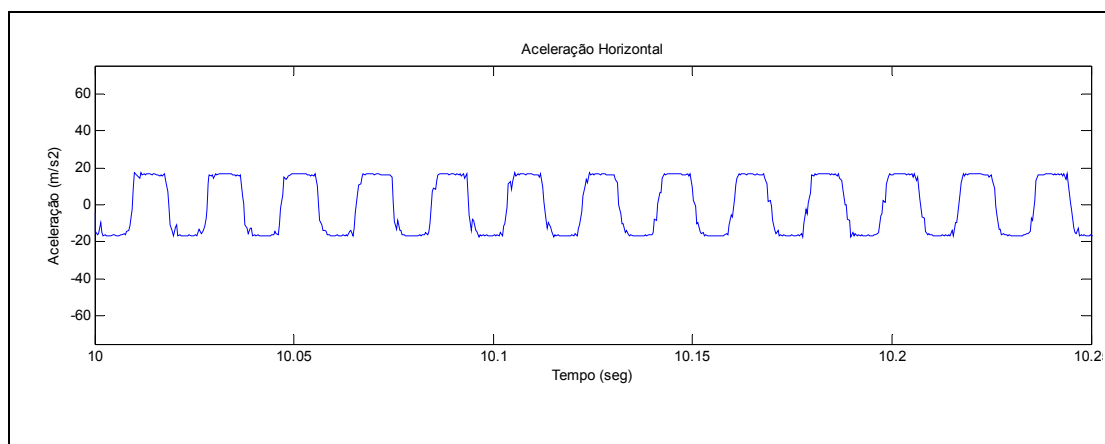


Figura 5.18 – Aceleração horizontal na primeira passagem

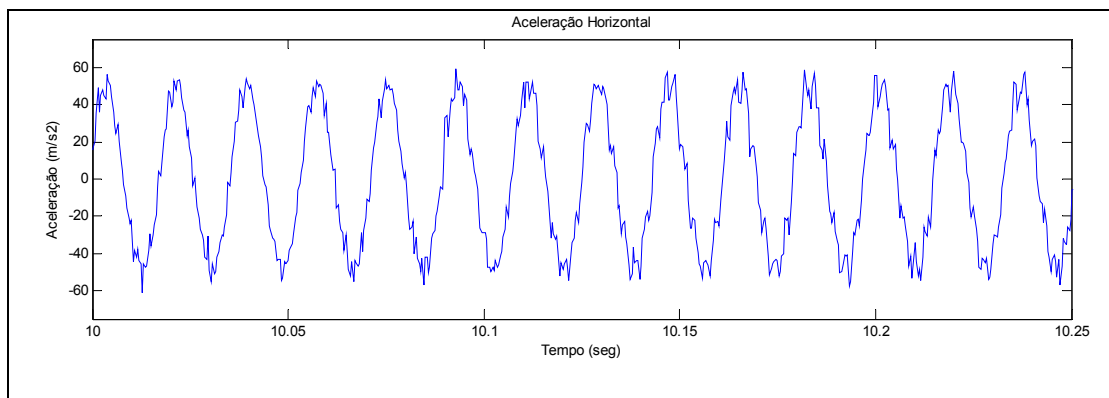


Figura 5.19 – Aceleração horizontal na segunda passagem

Na passagem nº 3 as acelerações foram nulas, resultado de um provável erro durante o armazenamento dos dados. Nos restantes casos as medições foram bem sucedidas.

Tal como se pode verificar na Figura 5.17, o valor máximo absoluto da aceleração vertical varia no tempo, o que significa que varia espacialmente no trecho. É perfeitamente conhecido que quanto maior a rigidez das camadas maior será a aceleração, tal como se descreveu no Capítulo 2. Assim verifica-se que existem várias zonas no trecho que originam comportamentos vibratórios diferentes. Não existem dados que permitam relacionar as zonas no gráfico com a respectiva localização no trecho porque no início da aquisição de dados o rolo já estava em movimento e este não parava sempre na mesma posição exacta. Desde a ordem de início da aquisição o sistema demora uns segundos até iniciar realmente a aquisição. Este atraso provocou diferentes períodos de armazenamento do tempo de vibração total nas várias passagens.

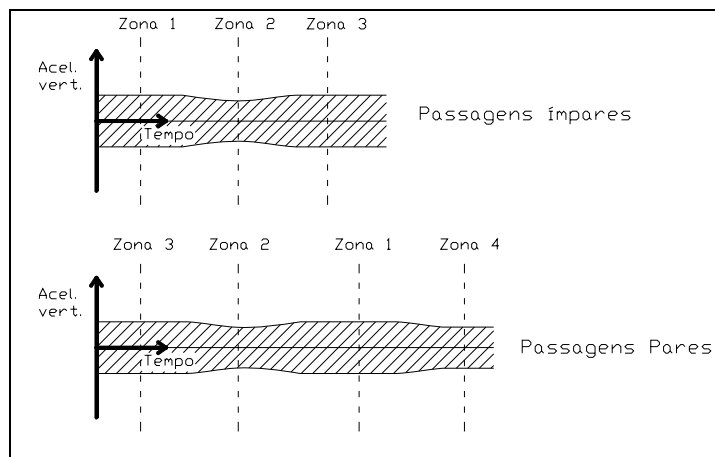


Figura 5.20 – Identificação das diferentes zonas nas passagens pares e ímpares

De forma a poder analisar a evolução entre passagens numeraram-se as diferentes zonas identificáveis nos dados obtidos. Na Figura 5.20 ilustra-se a posição temporal das diferentes zonas, para as passagens num e noutro sentido designadas de passagens pares e passagens ímpares. Tendo por base o esquema do trecho experimental na Figura 5.1, nas passagens ímpares (1, 3, 5 e 7) o rolo circula da direita para a esquerda enquanto nas pares (2, 4, 6 e 8) circula no sentido contrário. Nas passagens ímpares identificam-se 3 zonas e nas pares 4 zonas. Nota-se que nas passagens pares o operador desligou a vibração um pouco mais tarde,

apenas possível porque no término da passagem se localizava a zona de ligação entre os dois trechos (mais espaço), enquanto nas passagens ímpares a zona final era mais limitada. Assim conclui-se que a zona 4 está fora da zona de análise da compactação.

Para cada zona em cada passagem analisaram-se as medições de forma a obter: espectro de frequências, acelerações médias máximas e amplitudes de vibração. Mais informação acerca de análise de vibrações pode ser encontrada em Cristi (2004), MATLAB (2005). Os procedimentos adoptados, através do *software* MATLAB 7.0, foram:

1. Aplicação de filtros do tipo Butterworth “*lowpass*” e “*highpass*” com frequências normalizadas (Nyquist), respectivamente, 0,27 e 0,0005; e ordem, respectivamente, 8 e 1;
2. Selecção manual do comprimento de sinal a analisar, sendo maior quanto mais estável e longo o sinal na zona (apenas na zona 2 se analisou com base no comprimento mínimo, 2048 pontos – 0,8s);
3. Análise espectral através da aplicação de FFT (transformada de Fourier discreta rápida) a N trechos de 2048 ou 4096 pontos, para o comprimento de sinal seleccionado, com sobreposição de 97%; com aplicação previa de “*Hann Window*”; cálculo da média normalizada da FFT para o conjunto dos N trechos; representação gráfica do espectro de frequências;
4. Determinação do valor de HMV e expressão representativa da aceleração;

O parâmetro adimensional HMV , utilizado pela empresa HAMM AG para a caracterização do estado de funcionamento do cilindro, traduz a importância das frequências de 2ª e 3ª ordem. É similar ao parâmetro CMV apresentado no Capítulo 2. Quanto maior, menos próximo será o comportamento real do harmónico simples ($HMV=0$).

$$HMV = \frac{\sum_{i=1}^n A_i}{\sum_{i=0}^n A_i} \times 300 \quad (5.5)$$

Em que:

A_i – amplitude do espectro de frequências de ordem i

Através do espectro de frequências é possível determinar a expressão representativa das acelerações.

$$\ddot{x} = 2[A_0 \cos(w_0 t) + A_1 \cos(w_1 t + \varphi_1) + A_2 \cos(w_2 t + \varphi_2)] \quad (5.6)$$

Em que:

A_i – amplitudes do espectro de frequências de ordem i

w_i – frequência angular de ordem i

φ_i – ângulo de fase i

Na FFT o ângulo de fase entre as ondas harmónicas que compõem o sinal não são correctamente calculadas. Assim os ângulos foram determinados através da comparação do sinal medido e do obtido pela expressão (5.6).

5. Obtenção do deslocamento vertical de vibração para um intervalo de 2048 ou 4096 pontos, com

aplicação da “*Hann Window 512 pontos*” aos primeiros e últimos 256 pontos, e factor 1 aos pontos restantes; aplicação da FFT; integração de FFT para obtenção do deslocamento;

Uma vez que da operação FFT resulta um número complexo, a integração é efectuada no espaço $|C$ e não em $|R$. O deslocamento vertical é traduzido habitualmente pela seguinte expressão:

$$x = Aw \cos(wt - \varphi) \quad (5.7)$$

Em que:

- A – amplitude
- w – velocidade angular
- φ – ângulo de fase

Que no espaço $|C$ é traduzida pela parte real do sinal exponencial complexo:

$$x = \text{Re}(Ae^{iwt-\varphi}) \quad (5.8)$$

Como a aceleração é obtida pela segunda derivada de FFT em ordem ao tempo, obtém-se:

$$\frac{d}{dt^2} = [\text{Re}(Ae^{iwt-\varphi})] = \text{Re}(Aw^2 e^{iwt-\varphi}) \quad (5.9)$$

Concluindo, o deslocamento é obtido pela aplicação de FFT inversa ao rácio de FFT pelo quadrado da velocidade angular.

6. Determinação dos valores máximos médios (positivo e negativo) da aceleração e do deslocamento no trecho seleccionado;
7. Cálculo da força vertical de contacto aproximada em cada ciclo de vibração.

De acordo com o apresentado no Capítulo 2, a interacção camada a compactar-rolo do cilindro pode ser expressa pela 2ª lei de Newton, com interacção linear da massa suspensa, da forma seguinte:

$$F_s = -m_d \ddot{x} + m_e r_e w^2 \cos(wt) + (m_d + m_f)g \quad (5.10)$$

Em que:

- F_s – força de interacção camada-rolo
- m_d – massa do rolo
- m_f – massa suspensa
- w – velocidade angular
- $\ddot{x}$ – aceleração vertical no rolo

Em vez de se utilizar a aceleração medida foi utilizada a expressão determinada a partir do espectro de frequências, por um lado por ser de mais fácil manipulação e por outro permite ter na origem dos tempos valor nulo. Entre a rotação da massa excêntrica no interior do rolo e a vibração do rolo existe um desfasamento temporal designado de ângulo de fase. Este ângulo não foi determinado por inacessibilidade para medição. A medição obrigaria a monitorizar de forma sincronizada a vibração do rolo e a posição da massa excêntrica. Recorrendo às medições efectuadas por Anderegg &

Kaufmann (2004), em solos num cilindro de rasto liso simples, pode estimar-se para uma frequência superior a 50 Hz o ângulo de fase entre 120° a 140°.

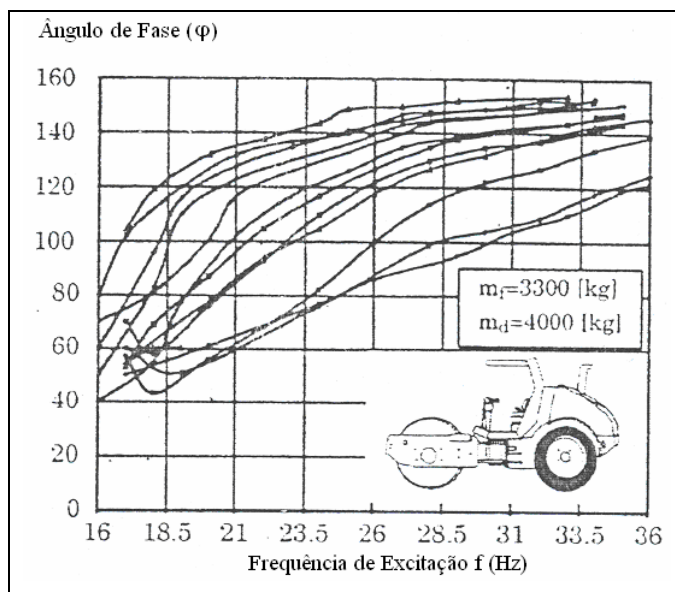


Figura 5.21 – Ângulo de fase medido em cilindro de rasto liso simples – Anderegg & Kaufmann (2004)

A aceleração horizontal na passagem 2, única medição com sucesso, foi analisada com igual procedimento exceptuando o cálculo da força de interacção vertical rolo-camada. Da Figura 5.22 à Figura 5.25 exemplificam-se os resultados da aplicação dos procedimentos acima descritos, à zona 1 da passagem nº 1.

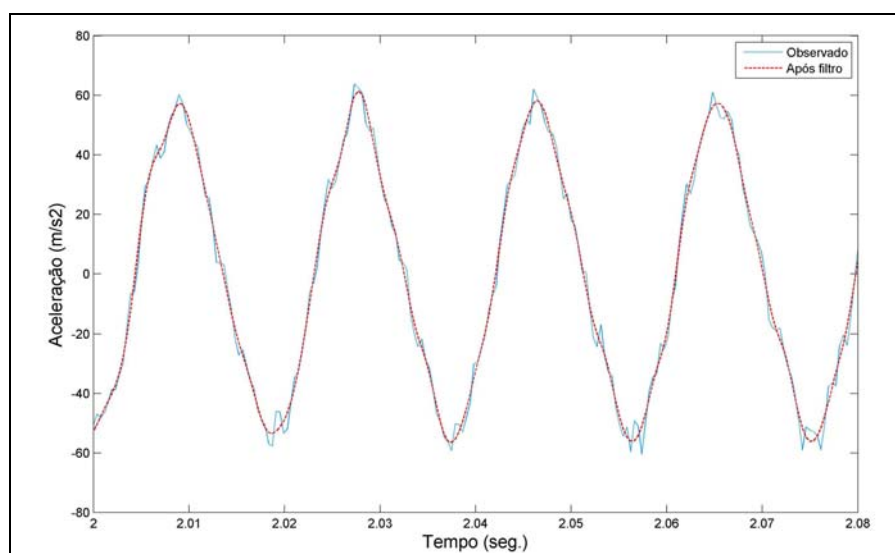


Figura 5.22 – Aceleração vertical antes e após aplicação dos filtros – Passagem nº 1 – Zona 1

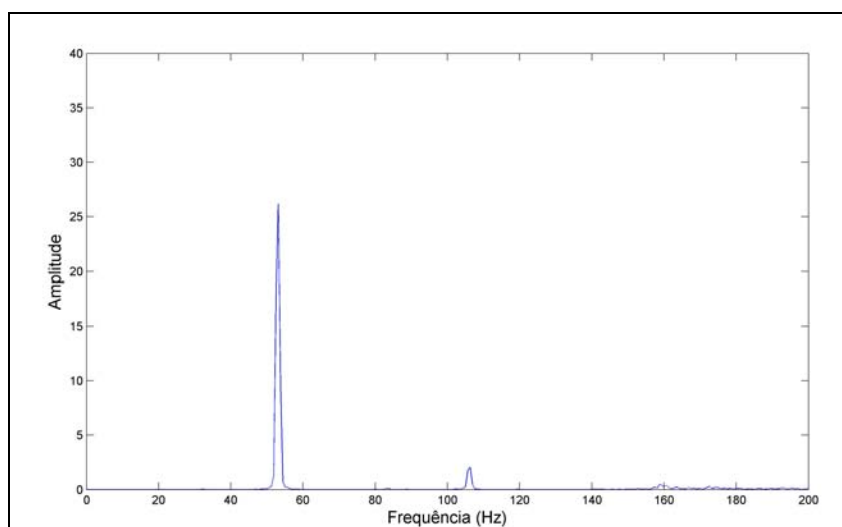


Figura 5.23 – Espectro de frequências – Passagem nº 1 – Zona 1

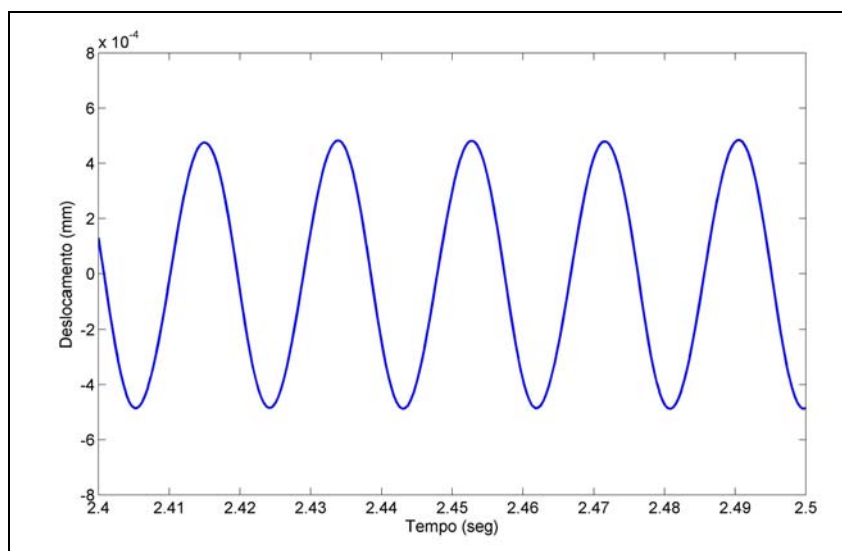


Figura 5.24 – Deslocamento vertical – Passagem nº 1 – Zona 1

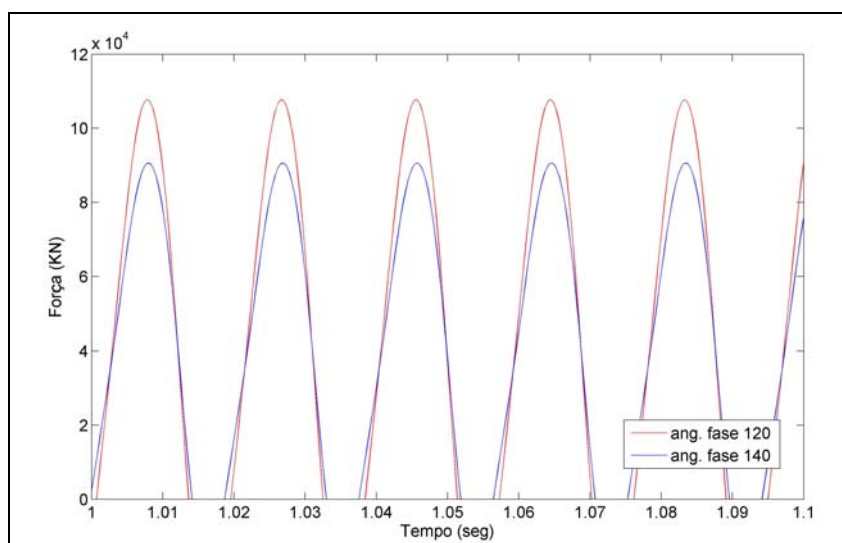


Figura 5.25 – Força de contacto superfície – rolo – Passagem nº 1 – Zona 1

Na Tabela 5.17 e na Tabela 5.18 apresenta-se o quadro resumo da aplicação do procedimento acima descrito a todas as zonas em todas as passagens, respectivamente para, a aceleração horizontal e vertical. Alguns casos não foram analisados por inexistência de dados.

Aceleração Horizontal	Fo (Hz)	HMT	Acelerações		Amplitudes	
			max (m/s ²)	min (m/s ²)	max (mm)	min (mm)
Passagem 3	55,69	13,20	50,52	-48,43	0,398	-0,405

Tabela 5.17 – Resumo da análise efectuada à aceleração horizontal medida

		Fo (Hz)	HMT	Acelerações		Amplitudes		Forças	
				max (m/s ²)	min (m/s ²)	max (mm)	min (mm)	F _{120°} (kN)	F _{140°} (kN)
Zona 1	Passagem 1	53,00	25,70	57,91	-54,37	0,481	-0,488	107,7	90,7
	Passagem 2	55,71	31,40	63,44	-59,42	0,482	-0,489	118	99,3
	Passagem 3								
	Passagem 4	55,67	34,40	64,49	-61,82	0,493	-0,497	121,4	103
	Passagem 5								
	Passagem 6	55,74	33,50	61,77	-61,58	0,488	-0,487	121,3	102,7
	Passagem 7								
	Passagem 8	55,71	33,70	64,04	-63,10	0,498	-0,498	116,4	98,1
Zona 2	Passagem 1	53,09	24,30	47,53	-49,22	0,427	-0,424	99	82,4
	Passagem 2	55,72	23,00	50,82	-52,55	0,416	-0,412	104,6	86,3
	Passagem 3								
	Passagem 4	55,49	30,50	49,33	-54,00	0,424	-0,415	103,1	85,3
	Passagem 5	55,12	22,00	51,68	-55,87	0,443	-0,434	103,9	85,8
	Passagem 6	55,65	26,60	48,82	-54,54	0,42	-0,410	103,1	84,8
	Passagem 7	55,12	25,20	52,42	-57,75	0,451	-0,442	113,2	94,4
	Passagem 8	55,67	25,80	48,60	-55,40	0,424	-0,413	102,1	84
Zona 3	Passagem 1	53,04	29,00	62,19	-57,88	0,509	-0,518	112,1	94,9
	Passagem 2	55,59	28,60	63,48	-59,71	0,487	-0,495	116,1	97,8
	Passagem 3								
	Passagem 4	55,40	36,60	64,85	-62,06	0,499	-0,505	120,7	102,6
	Passagem 5	55,12	35,00	66,09	-63,69	0,517	-0,522	120,9	102,4
	Passagem 6	55,52	35,60	67,18	-63,66	0,510	-0,516	122,9	105,1
	Passagem 7	55,02	32,30	65,10	-63,36	0,515	-0,519	119,1	100,6
	Passagem 8								
Zona 4	Passagem 1								
	Passagem 2	55,90	20,80	50,04	-52,08	0,408	-0,403	107,2	87,9
	Passagem 3								
	Passagem 4	55,79	31,90	48,99	-53,33	0,412	-0,402	109,7	90,5
	Passagem 5								
	Passagem 6	55,95	30,20	49,63	-55,17	0,424	-0,412	111,2	91,8
	Passagem 7								
	Passagem 8	55,92	28,00	50,45	-55,92	0,429	-0,417	110,9	91,6

Tabela 5.18 – Resumo da análise efectuada à aceleração vertical medida

Da Figura 5.26 à Figura 5.30 são apresentados graficamente a variação dos parâmetros calculados, com o número de passagens do cilindro.

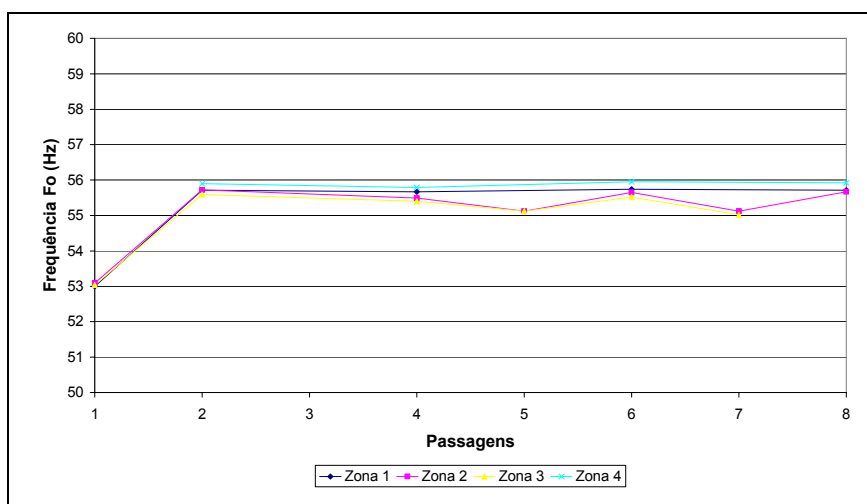


Figura 5.26 – Variação da frequência principal ao longo das passagens do cilindro

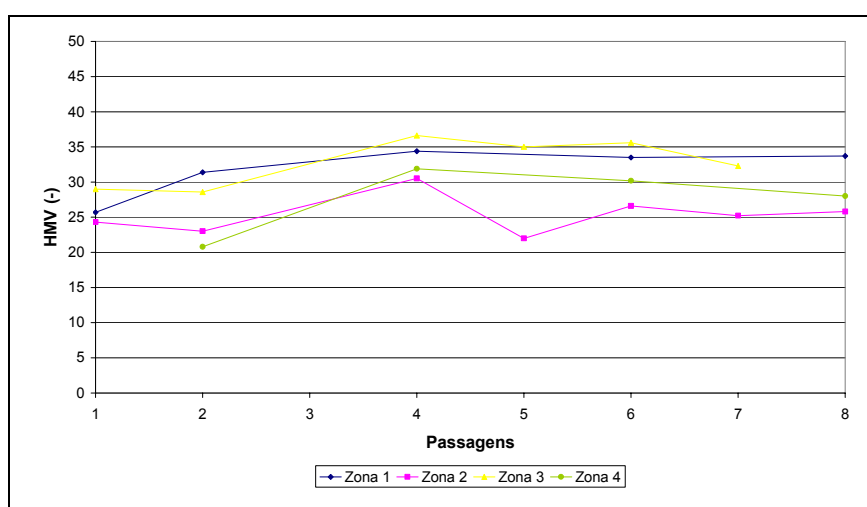


Figura 5.27 – Variação do parâmetro HMV ao longo das passagens do cilindro

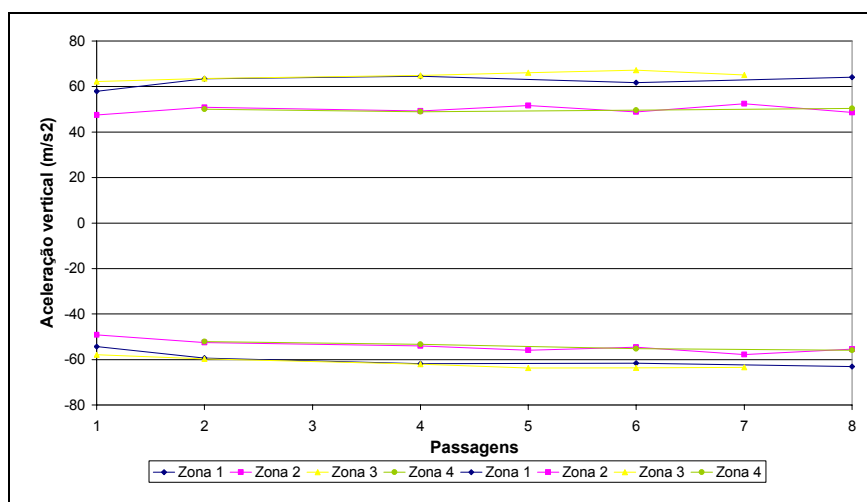


Figura 5.28 – Variação das acelerações máximas médias ao longo das passagens do cilindro

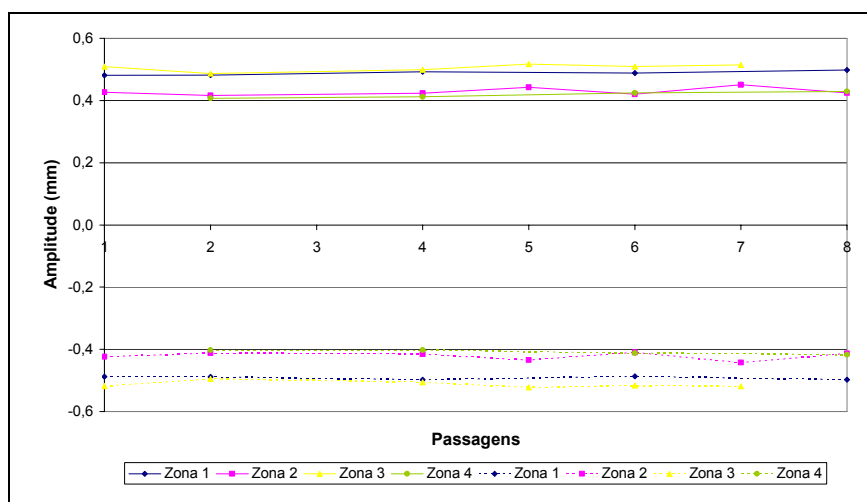


Figura 5.29 – Variação da amplitude de deslocamento ao longo das passagens do cilindro

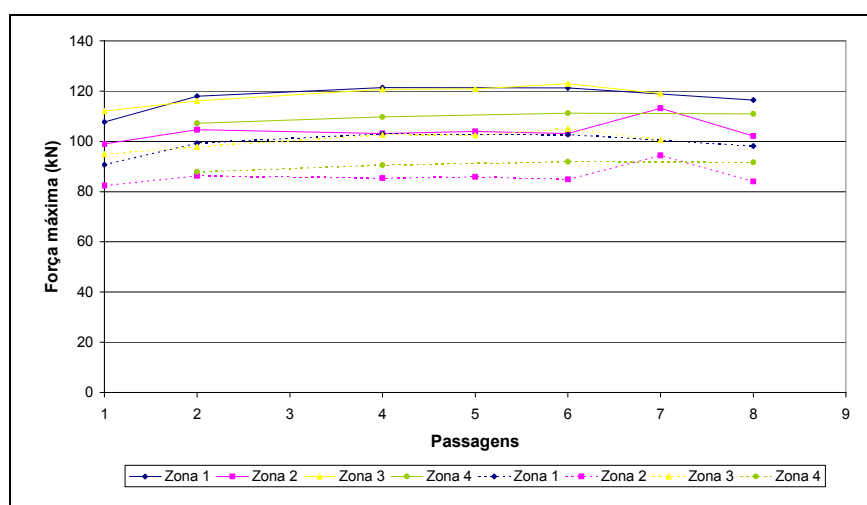


Figura 5.30 – Variação da força máxima ao longo das passagens do cilindro

Em todas as passagens existem frequências harmônicas derivadas da principal (2ª e 3ª ordem). Estas ondas harmônicas apresentam uma frequência n vezes maior que a principal. O valor de HMV é sempre superior a 20, o que traduz a importância das ondas harmônicas múltiplas. Estes dados contrariam as indicações de Anderegg (2005) e outros autores, que assinalam que na compactação de misturas betuminosas a condição de funcionamento é sempre “contacto contínuo”. Assim segundo a classificação apresentada no Capítulo 2, em todas as passagens o cilindro actuou em modo de “elevação parcial” ou “perda parcial do contacto”.

Minchin (2003) mediu as acelerações no rolo de um cilindro durante a compactação de misturas betuminosas, tendo obtido um comportamento similar ao apresentado neste trabalho. Este autor também verificou que a frequência real é sempre menor que a especificada pelo fabricante.

Em todas as passagens a frequência principal foi sempre inferior à definida nas especificações técnicas. Aumentou da primeira para a segunda passagem, mantendo-se depois praticamente constante. Existe uma pequena variação entre as passagens ímpares e pares.

O parâmetro *HMV* apresenta uma tendência crescente com o número de passagens, no entanto a variabilidade é elevada. Quanto maior o valor da aceleração máxima maior o valor de *HMV*, que concorda com o defendido por Anderegg & Kaufmann (2004), maior rigidez induz aumento da importância das frequências harmônicas múltiplas e mesmo o aparecimento de frequências sub-harmônicas (condição de duplo salto e caótica).

A análise das acelerações médias máximas permite concluir que as zonas 1 e 3, e as zonas 2 e 4 são equivalentes. Os valores aumentam ligeiramente da primeira para a segunda passagem e mantêm-se depois regulares. Seria de prever que houvesse uma tendência crescente contínua devido ao aumento da compactação/rigidez da camada, mas tal não se verifica.

De acordo com o referido atrás, como as acelerações se mantêm regulares, também as amplitudes (máximo deslocamento) apresentam a mesma tendência. A amplitude é influenciada pela aceleração e parâmetro *HMV*, que traduz o espectro de frequências, por isso se compreende que os valores desçam ligeiramente entre a primeira e a segunda passagem quando o oposto acontece na aceleração. Apesar das diferenças de *HMV* entre as zonas 2 e 4, os valores da amplitude são sempre muito próximos. Em média, para 12% de diferença entre as acelerações máximas existe uma diferença média de 19% nas amplitudes.

A força máxima de interacção apresenta uma variação similar à dos parâmetros anteriores, um pequeno aumento inicial e decréscimo final. Os valores das zonas 1 e 3 são muito próximos enquanto entre as zonas 2 e 4 existe uma diferença maior, influenciada pela diferença no parâmetro *HMV*. Para um maior valor de *HMV* existe uma força máxima superior. O ângulo de fase tem bastante importância, implicando um aumento de aproximadamente 20% com a descida de 140° para 120°.

Anderegg (2005) apresenta uma formulação para o cálculo da rigidez da camada em cada ciclo do movimento do rolo, já apresentada no Capítulo 2. Com base nessa formulação foi calculada a rigidez em cada passagem para cada uma das zonas.

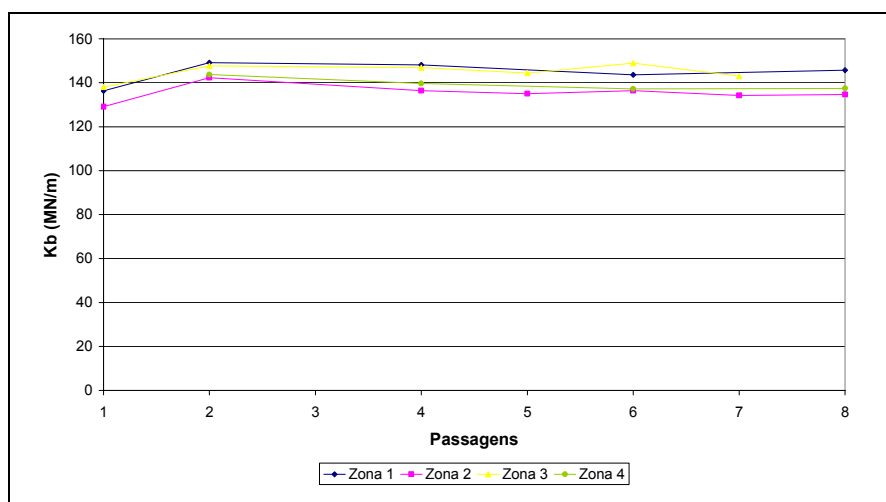


Figura 5.31 – Variação da rigidez ao longo das passagens do cilindro

Ao contrário do que seria espectável, de acordo com a experiência de Anderegg, apenas existe um incremento entre as duas primeiras passagens. Os valores são sempre muito elevados.

Como último elemento de análise aos dados obtidos, foi testada uma última hipótese: o aumento de baridade pode ser explicado pela variação dos parâmetros relacionados com a vibração, tal como é defendido por Minchin (2003). No Capítulo 2 foi apresentada a expressão, (2.73), da regressão linear múltipla para o cálculo da baridade obtida por este autor. Foram testados vários modelos lineares múltiplos, não tendo nenhuma capacidade de explicar suficientemente o acréscimo de baridade com os valores dos parâmetros dinâmicos em passagens sucessivas.

5.2.5 Considerações relativas à experiência de campo

A experiência de campo descrita teve como objectivo a aquisição de dados necessários ao tratamento numérico da compactação de misturas betuminosas em contexto de obra. Para os dois modos de compactação mais utilizados, modo “estático” e vibratório com um cilindro de rasto liso, foi monitorizada a evolução da compactação com o número de passagens, a temperatura da camada e o funcionamento dinâmico do rolo no modo vibratório.

A camada foi pavimentada com uma espessura ligeiramente inferior à pretendida, com uma maior diferença no trecho 2. Em ambos os trechos, 8 passagens não foram suficientes para atingir 97% de grau de compactação. A evolução da compactação relativa entre os modos não apresentou o comportamento esperado, com o modo “estático” a ter um maior desempenho nas primeiras passagens.

A temperatura durante as passagens foi sempre superior à temperatura mínima definida, 100°C. O arrefecimento foi similar em ambas as camadas. Devido à medição adicional no trecho 2, acelerações, o tempo entre passagens ocupou mais tempo, tendo provocado que em média as passagens ocorressem 4 minutos mais tarde e com menos 10°C de temperatura na camada comparativamente ao trecho 1 compactado no modo “estático”.

O comportamento dinâmico do rolo no modo vibratório foi monitorizado com acelerómetros uniaxiais colocados junto ao eixo. Foram efectuadas medições das acelerações horizontais e verticais. Das 16 medições possíveis, duas por passagem, apenas foram obtidas 8 medições com sucesso. Ao contrário do que era expectável não se verificou um aumento significativo das acelerações com o aumento da compactação. Em todas as passagens o rolo actuou no modo “elevação parcial”, que corresponde a um período de tempo em cada ciclo em que não existe contacto entre o rolo e a superfície da camada a compactar.

5.3 Simulação numérica da compactação em obra

5.3.1 Introdução

O processo de simulação da compactação em campo inclui as mesmas etapas das simulações descritas anteriormente no Capítulo 4. Primeiro a assembleia é gerada, de seguida são definidas as acções, as condições fronteira e os modelos de contactos entre os elementos da assembleia. Segue-se o cálculo, em várias fases, e por fim procede-se à análise dos resultados. Apenas foram simuladas as primeiras 4 passagens do cilindro devido ao elevado tempo de cálculo necessário para simular cada passagem.

Nas simulações foram utilizados dados relativos ao contexto da experiência de campo (propriedades do cilindro e da mistura betuminosa utilizada) e obtidos durante a sua execução (redução da espessura da camada em cada passagem e vibração do rolo). Os restantes dados (temperatura superficial e interna ao longo das passagens) não foram utilizados directamente nas simulações.

O aumento da resistência mecânica da mistura betuminosa durante o processo de compactação deve-se a dois factores, o aumento da baridade/grau de compactação e a diminuição da temperatura. O betume ao diminuir a temperatura aumenta o valor da viscosidade e do módulo complexo. No ensaio utilizado para a validação do estudo da compactação com MED, compactação estática laboratorial, a temperatura variou entre a inicial (145°C) e a final, mais baixa devido ao arrefecimento, apesar do isolamento térmico no molde utilizado. A temperatura final não foi medida pois não era possível introduzir uma sonda e a medição da temperatura superficial estava impossibilitada por apenas se desmoldar após 24h para manter a integridade física do provete. Assim as propriedades micromecânicas determinadas durante o processo de validação são aplicáveis a um intervalo de temperatura próximo da temperatura do ensaio, 145°C. Durante a compactação de campo, para as passagens 1 a 4, a temperatura interna variou entre 155 e 136°C no trecho 1 e entre 154 e 126°C no trecho 2 enquanto a temperatura superficial variou entre 132 e 118°C no trecho 1 e entre 120 e 110°C. Dado não existirem dados para outras temperaturas, foram utilizados os mesmos parâmetros determinados no processo de validação.

A compactação em campo com um cilindro de rasto liso é um problema tridimensional, Figura 5.32, mas que com a excepção das zonas dos bordos do rolo do cilindro, pode ser idealizado como um Estado Plano de Deformação. As deformações concentram-se nos planos paralelos a xy . Esta situação implica o estudo somente do plano composto pelas direcções longitudinal e vertical enquanto que na terceira direcção, direcção ortogonal ao movimento do cilindro, se considera que não existem diferenças de tensões e as extensões são nulas. Este caso é também designado de “2,5D” por se poder calcular as tensões médias na terceira direcção, a partir das tensões normais nos outros planos, por aplicação da Teoria da Elasticidade.

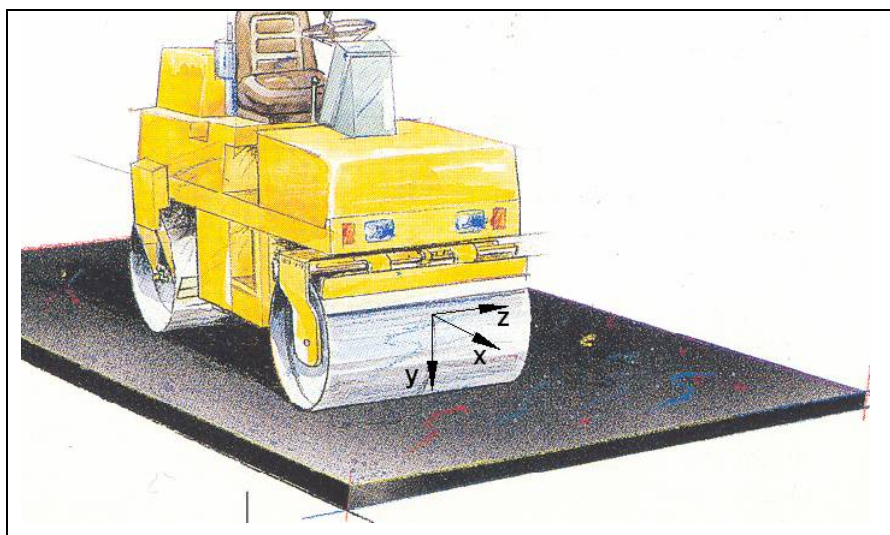


Figura 5.32 – Sistema de eixos considerado no estudo

Previamente ao processo de geração da assembleia é necessário definir as dimensões da assembleia para o estudo. Ao contrário das simulações realizadas no Capítulo 4 (compactação estática laboratorial), na compactação de campo uma das dimensões (comprimento) é demasiado elevada para se poder proceder ao seu estudo numericamente. Assim foi necessário definir um comprimento que permitisse o equilíbrio entre a reprodução numérica do problema e as necessidades computacionais, com a duração do cálculo a aumentar proporcionalmente às dimensões da assembleia. O rolo do cilindro tem um diâmetro igual a 1140 mm. Para um assentamento de 3 mm, a corda entre os pontos extremos de contacto do rolo com a superfície é igual a 117 mm. Foi definido que o comprimento deveria permitir no mínimo incluir o dobro da zona de influência da deformação imposta pelo rolo. Assim foi definido um comprimento mínimo da ordem dos 300 mm.

A carga por unidade de largura aplicada pela passagem de um rolo do cilindro é igual à força exercida a dividir pela largura do rolo. Para o cilindro utilizado, no modo “estático”, a força total é igual ao peso do eixo (37278 N) e a carga linear 220 N/cm. Anteriormente foi indicado que no PFC2D as cargas activas podem ser aplicadas de dois modos, cargas actuando sobre partículas ou deslocamentos impostos às paredes. O *software* permite criar paredes circulares e os movimentos das paredes não são influenciados pelos contactos com as partículas. Desta forma optou-se por simular o rolo do cilindro através de uma parede circular.

Com base na opção anterior fica definido o modo de carregamento, imposição de deslocamentos e registo da força obtida, tal como na validação do ensaio de compactação estático. Assim na simulação o procedimento funciona de modo inverso ao real em campo. Na compactação real os deslocamentos não são conhecidos previamente. As deformações impostas pelo rolo apresentam uma componente elástica e uma componente plástica, de acordo com o ilustrado na Figura 5.33. A componente plástica foi medida na experiência de campo através do registo da redução da espessura da camada após cada passagem do cilindro, no entanto o valor medido resulta da deformação imposta pelos dois rolos do cilindro, desconhecendo-se a componente relativa de cada um. Nas simulações efectuadas considerou-se que cada rolo contribui com metade da

redução da espessura em cada passagem, tal como apresentado na Tabela 5.19. Quanto ao valor da componente elástica da deformação esta foi determinada caso a caso, função das propriedades micromecânicas, por tentativa e erro. Efectuou-se a passagem de cada rolo individualmente.

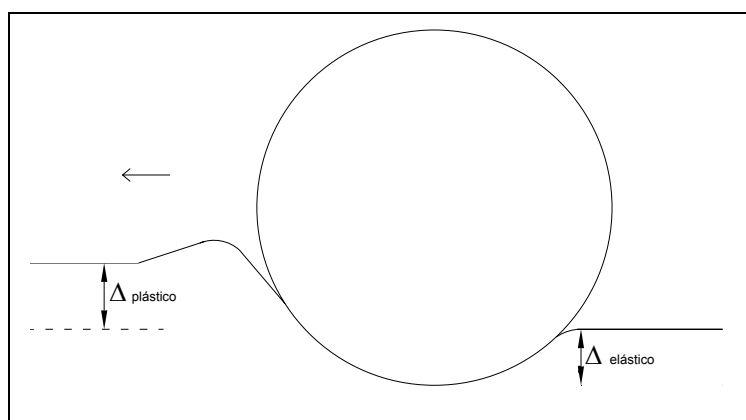


Figura 5.33 – Deformação imposta pelo rolo do cilindro

Compactação em Modo Estático					Compactação em Modo Vibratório				
Passagem	Rolo	H (mm)	ΔH (mm)	ΔH (mm)	Passagem	Rolo	H (mm)	ΔH (mm)	ΔH (mm)
0		66,5			0		61,3		
1	1	62,3	4,2	2,1	1	1	59,3	2,0	1,0
	2			2,1		2			1,0
2	1	60,0	2,3	1,2	2	1	57,6	1,7	0,9
	2			1,1		2			0,8
3	1	58,8	1,2	0,6	3	1	56,2	1,4	0,7
	2			0,6		2			0,7
4	1	58,2	0,6	0,3	4	1	54,9	1,3	0,7
	2			0,3		2			0,6

Tabela 5.19 – Redução da espessura da camada adoptada nas simulações numéricas, com a passagem de cada rolo durante as primeiras quatro passagens do cilindro nos modos “estático” e vibratório

Após a definição do conceito geral do carregamento, imposição de deslocamento através de uma parede circular que simula cada rolo em cada passagem, é necessário definir os limites do carregamento e a forma de aproximação da carga à assembleia. Determinaram-se duas opções, as quais são ilustradas na Figura 5.34. Na opção A o rolo é colocado inicialmente numa posição superior à assembleia (1), desce até atingir o assentamento definido (2) (soma das componentes elástica e plástica para essa passagem) e de seguida efectua o rolamento (velocidade de translação e rotação) numa trajectória horizontal até à posição final (3). Na opção B o rolo é colocado inicialmente na posição vertical final mas antes da assembleia (1), em termos longitudinais, e de seguida efectua o rolamento até à posição final (2). A 1ª opção apresenta a vantagem de o rolamento se desenvolver sempre com o rolo em contacto com a assembleia, com constância maior da força de contacto, no entanto além ser um processo mais demorado é necessário relacionar a velocidade de descida inicial do rolo com as restantes propriedades de forma a que a força nesse período não seja muito diferente do resto da passagem, o que não se revelou fácil. O processo é mais demorado porque a assembleia é maior (maior número de partículas) e o percurso entre a fase 1 e 2 é lento. A 2ª opção é mais rápida mas tem como desvantagem o facto de o rolo não estar sempre em contacto com a assembleia, nomeadamente no início e no fim do percurso. Nas simulações foi utilizada a opção B. No Anexo G pode ser consultado o ficheiro de

entrada de dados no software PFC2D para a implementação do carregamento durante uma passagem do rolo, nos modos “estático” e vibratório.

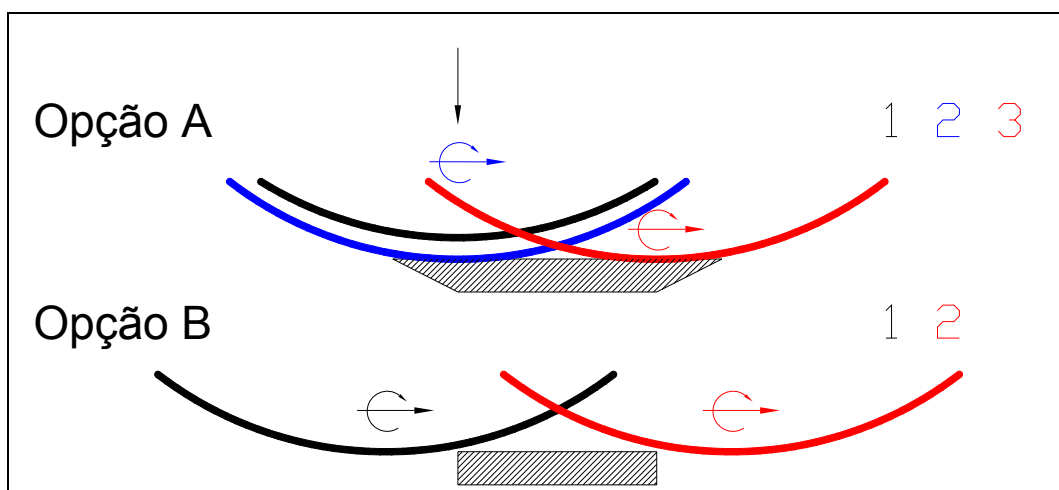


Figura 5.34 – Modalidades testadas para a simulação do carregamento

A velocidade do cilindro durante a execução das passagens não foi medida por isso considerou-se a velocidade de 1 m/s, comum em obra. Na simulação numérica é utilizada uma velocidade maior de forma a diminuir o tempo de cálculo. De forma a se poder proceder à simulação num período de tempo aceitável (simulação de 4 passagens em 12 horas) adoptou-se a velocidade de 15m/s, cujo rácio velocidade na simulação/velocidade real é próximo do utilizado nas simulações da compactação laboratorial. Os valores dos parâmetros determinados durante o processo de validação, descrito no Capítulo 4, apenas são válidos para condições semelhantes. A velocidade de rotação do cilindro, também designada por velocidade angular, é obtida pela expressão (5.11).

$$w = \frac{V}{R} \quad (5.11)$$

Em que:

- w – velocidade angular do rolo (rad/s)
- V – velocidade de translação do rolo (m/s)
- R – raio do rolo (m)

Antes do rolo efectuar a passagem, de forma a existir sempre uma superfície quase horizontal e próxima da altura definida antes de cada passagem, uma parede horizontal é deslocada verticalmente com velocidade baixa até à altura definida para a camada de forma a eliminar quaisquer pontos altos eventualmente existentes na superfície.

As simulações são analisadas em diversos níveis, aumentando o detalhe com o avançar dos níveis. No primeiro nível as simulações são avaliadas, para cada passagem de um rolo, com base em dois factores: a força durante a passagem e as deformações finais da assembleia. Quanto ao segundo ponto, como a superfície da assembleia é irregular e composta por partículas que podem mudar de posição, foi necessário criar um mecanismo para acompanhar as deformações. O mecanismo consistiu em colocar uma camada de partículas de pequena dimensão (diâmetro 1 mm) sobre a superfície superior da assembleia, com uma ligação forte entre as partículas de modo não se desligarem e por outro lado flexível de forma a poderem

acompanhar as deformações da assembleia sobre o qual estão apoiadas. A ligação mais adequada é através de “Adesão Pontual”, também utilizado para ligar as partículas de mastique e agregado, no entanto utilizando valores mais elevados de resistência de forma a impedir qualquer rotura do contacto. Em qualquer momento da simulação é possível determinar a posição dessas partículas e visualizar graficamente a superfície da assembleia, comparando com os valores pretendidos. Na Figura 5.35 a) pode visualizar-se as partículas de controlo a amarelo e na Figura 5.35 b) encontra-se a representação gráfica da altura da superfície da assembleia em todos os pontos, no momento em que o rolo se encontra a meio da passagem.

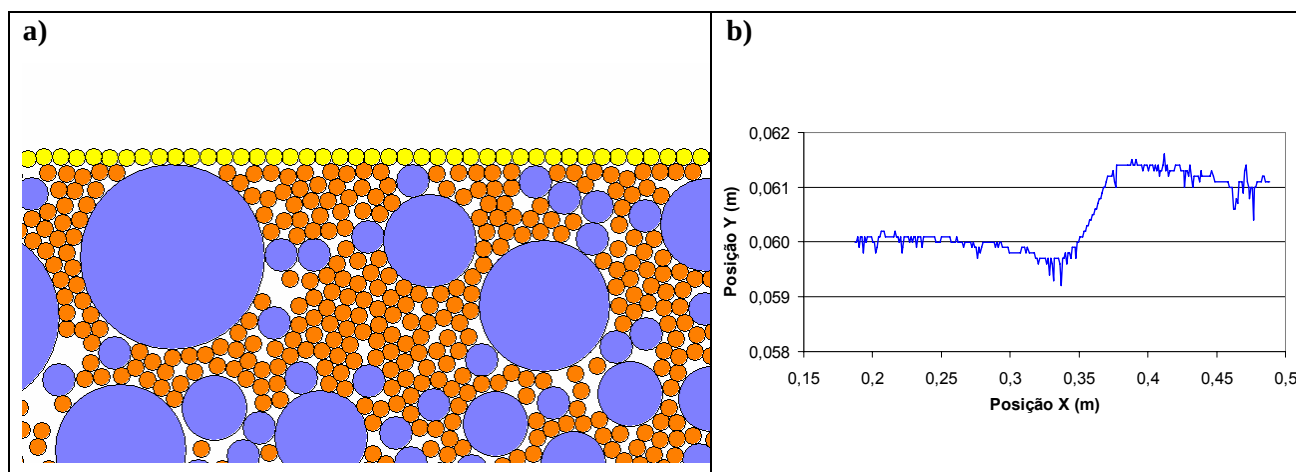


Figura 5.35 – Elementos de controlo da superfície da assembleia (a) e representação gráfica da superfície durante uma passagem do rolo (b)

5.3.2 Geração da assembleia

A determinação do número de partículas de cada dimensão foi efectuada com base na consideração de igual distribuição em área (assembleia numérica) e volume (provetes moldados com a mistura produzida na central), tal como para as misturas utilizadas em laboratório. A dimensão máxima do agregado incluído no mastique betuminoso é 2 mm. As partículas de mastique foram consideradas com a dimensão de 1 mm. Na Tabela 5.20 e na Tabela 5.21 apresentam-se os cálculos da distribuição de partículas na assembleia representativa de cada um dos trechos experimentais.

	Diâmetros	Passados	Retidos	Área	A partícula	Nº part	Nº part
	mm	%	%	m ²	m ²		
Agregado	16,00	100,00	0,00	0,0000000	0,0000000	0,0	0
	11,20	88,60	11,40	0,0017116	0,0000985	17,4	18
	8,00	77,00	11,60	0,0017416	0,0000503	34,6	36
	5,60	64,70	12,30	0,0018467	0,0000246	75,0	76
	4,00	52,90	11,80	0,0017717	0,0000126	141,0	162
	2,00	39,10	13,80	0,0020719	0,0000031	659,5	660
Mastique	1,00		37,09	0,0078980	0,0000008	10056,0	10056
						Total	11008

Tabela 5.20 – Determinação do número de partículas da assembleia “compactação em modo estático”

	Diâmetros	Passados		Área	A partícula	Nº part	Nº part
	mm	%		m ²	m ²		
Agregado	16,00	100,00	0,00	0,0000000	0,0000000	0,0	0
	11,20	88,60	11,40	0,0015576	0,0000985	15,8	16
	8,00	77,00	11,60	0,0015850	0,0000503	31,5	32
	5,60	64,70	12,30	0,0016806	0,0000246	68,2	68
	4,00	52,90	11,80	0,0016123	0,0000126	128,3	128
	2,00	39,10	13,80	0,0018855	0,0000031	600,2	600
Mastique	1,00		36,59187	0,0071858	0,0000008	9149,2	9150
						Total	9994

Tabela 5.21 – Determinação do número de partículas da assembleia “compactação em modo vibratório”

As diferenças entre o número de partículas de cada dimensão nas duas assembleias devem-se às diferenças de distribuição volumétrica na mistura no estado inicial dos dois trechos experimentais. A porosidade inicial no 2º trecho (21,0%) é maior que no 1º (20,0%).

Após a determinação do número de partículas segue-se a geração destas dentro dos limites da assembleia e a imposição da rede de contactos inicial. Devido à elevada porosidade inicial foi utilizado o mesmo procedimento da criação da assembleia da mistura AB 0/5, “MC2-F-GRAV-CB”, descrito no Capítulo 4. Neste método existe geração por multi-camada (2 camadas) com atrito parede/partículas, “Adesão Pontual” entre todas as partículas e acção da gravidade. Na Figura 5.36 apresenta-se a assembleia representativa do trecho 1, compactação em modo “estático”, incluindo o histograma polar dos contactos e a variação horizontal da porosidade. No histograma de contactos cada ponto representa uma direcção possível dos contactos, e a distância ao centro é igual à percentagem do número de contactos na assembleia com essa direcção. As restantes propriedades da assembleia resumem-se na Tabela 5.22. De forma semelhante na Figura 5.37 e na Tabela 5.23 caracteriza-se a assembleia representativa do trecho 2, compactação em modo vibratório.

	Porosidade média (%) (Exp. – 20,0)	Tensões (Pa) $\begin{bmatrix} xx & xy \\ yx & yy \end{bmatrix}$	Nº de partículas Flutuantes (un)	Contactos por partícula (Fc ≠ 0)	Desvio padrão porosidade (σ)
MC2-F-GRAV-CB	18,4	$\approx \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}$	0	0,50	1,2

Tabela 5.22 – Características da assembleia gerada por [MC2-F-GRAV-CB] – “compactação em modo estático”

	Porosidade média (%) (Exp. – 21,1)	Tensões (Pa) $\begin{bmatrix} xx & xy \\ yx & yy \end{bmatrix}$	Nº de partículas Flutuantes (un)	Contactos por partícula (Fc ≠ 0)	Desvio padrão porosidade (σ)
MC2-F-GRAV-CB	18,0	$\approx \begin{bmatrix} -2 & -1 \\ -1 & -3 \end{bmatrix}$	0	0,79	0,6

Tabela 5.23 – Características da assembleia gerada por [MC2-F-GRAV-CB] – “compactação em modo vibratório”

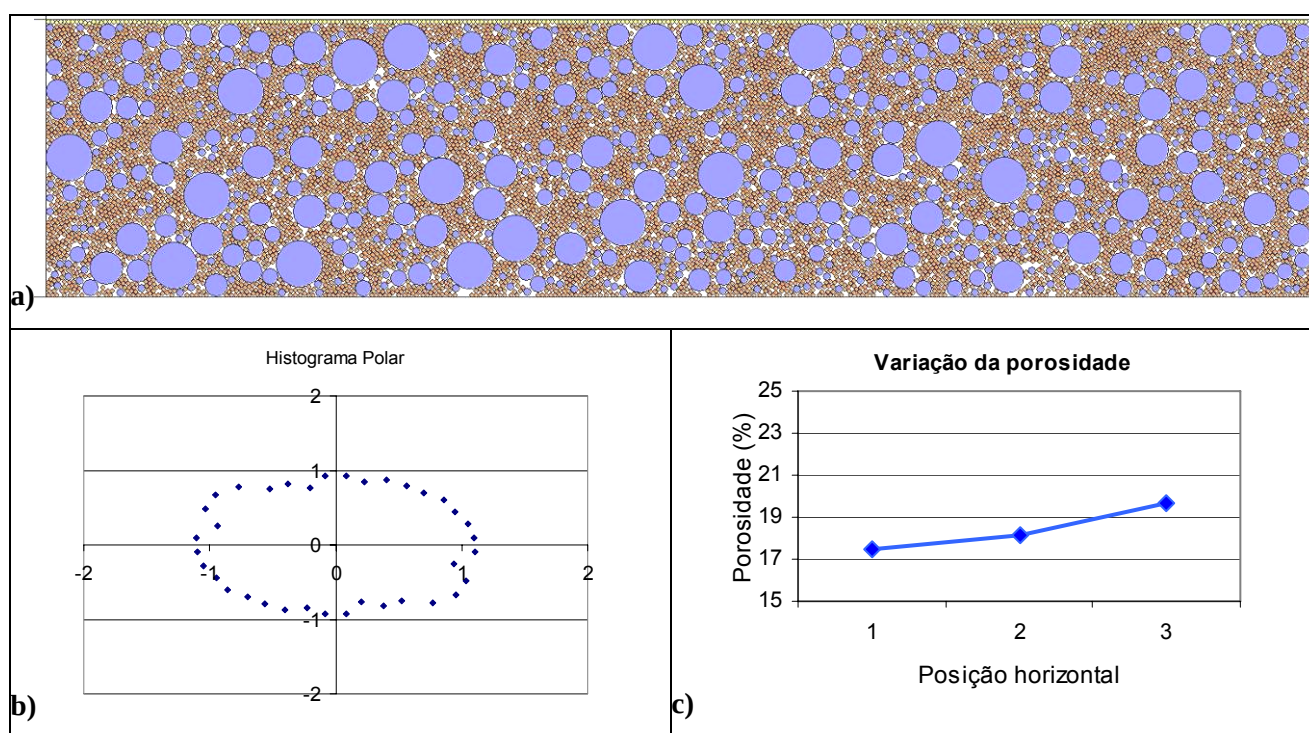


Figura 5.36 – Assembleia gerada pelo método [MC2-F-GRAV-CB] – “compactação em modo estático”

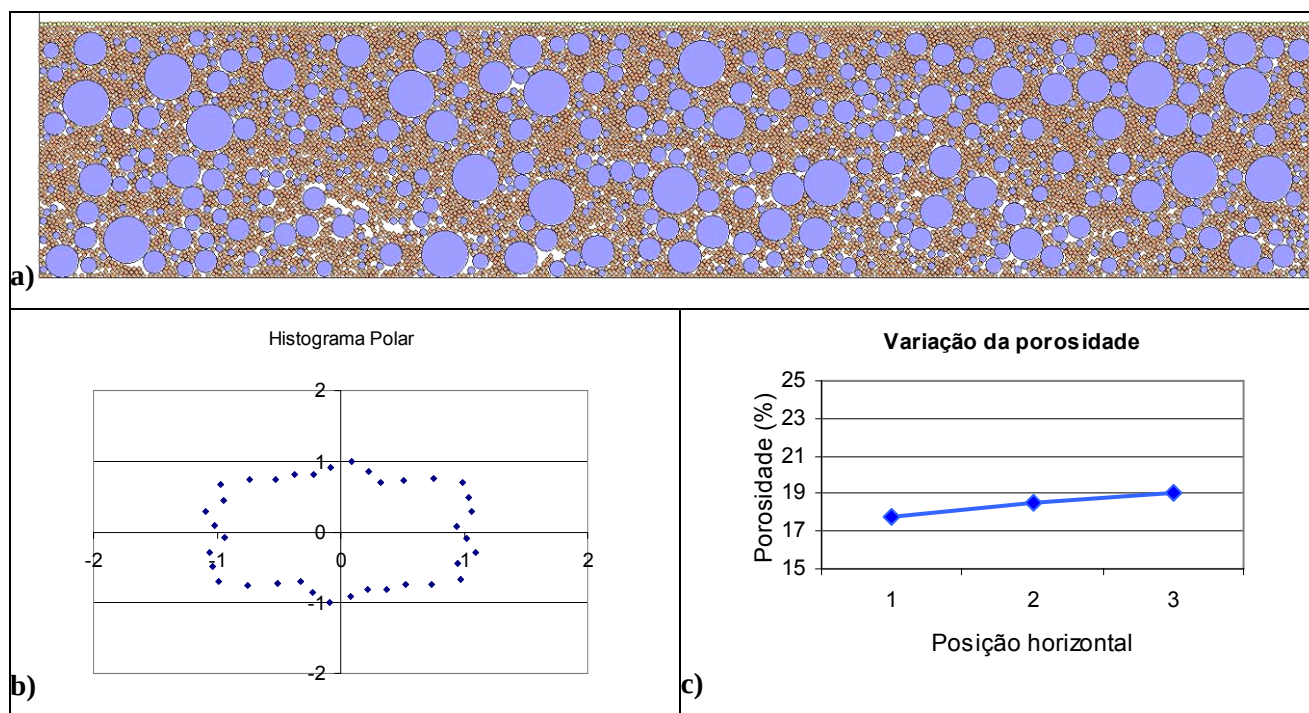


Figura 5.37 – Assembleia gerada pelo método [MC2-F-GRAV-CB] – “compactação em modo vibratório”

As assembleias geradas desta forma apresentam uma porosidade mais baixa que o pretendido (1,6% e 3,0%), tensões residuais, baixa e média variabilidade da porosidade (2ª e 1ª respectivamente), pequeno número de contactos activos por partícula e inexistência de partículas flutuantes. Apesar de no 2º trecho (vibração) a porosidade inicial ser mais elevada não foi possível reproduzir esta situação na assembleia, sem prejuízo das restantes características. Os histogramas de contacto apresentam uma ligeira tendência horizontal, tal como acontecia nas outras assembleias desenvolvidas e descritas no Capítulo 4, e alguma irregularidade no caso da

2ª assembleia. Ponderando os factores descritos, as assembleias podem considerar-se aptas para a sua utilização nos processos de simulação numérica da compactação em obra.

5.3.3 Simulação da compactação em modo “estático”

5.3.3.1 Descrição das simulações efectuadas

As simulações de seguida descritas têm como base a experiência acumulada nas simulações numéricas da compactação laboratorial para três misturas betuminosas distintas, particularmente a mistura BB 0/16 por ter sido a utilizada no trecho experimental também. Face aos resultados anteriores pouco favoráveis do modelo de contacto elástico linear, este não foi utilizado. Inicialmente testa-se a assembleia numérica considerando o modelo de Burgers como modelo padrão dos contactos e de seguida, conforme os resultados, introduzem-se ou não as técnicas de optimização anteriormente desenvolvidas. Primeiro são apresentados os resultados das várias simulações efectuadas e posteriormente analisadas em conjunto com os dados publicados por Huerne (2004), o qual desenvolveu a simulação numérica da compactação de misturas betuminosas com um cilindro de rasto liso estático.

O comportamento obtido no modelo numérico depende das características da assembleia e dos modelos de contactos definidos. A mistura betuminosa utilizada no trecho experimental foi a mistura BB 0/16, a primeira mistura a ser estudada numericamente. As diferenças das assembleias geradas, para as misturas utilizadas em laboratório e em campo, baseiam-se nas pequenas diferenças de granulometria e volumes de betume e vazios existentes nos estados iniciais respectivos. Na assembleia existem oito tipos de contactos diferentes:

1. mastique-mastique;
2. mastique-agregado;
3. agregado-agregado;
4. mastique-parede;
5. agregado-parede;
6. partículas de superfície-cilindro;
7. partículas de superfície-mastique;
8. partículas de superfície-agregado.

Os contactos 3, 5 e 6 foram considerados como elásticos lineares enquanto os restantes viscoelásticos. O contacto entre as partículas de agregado ou mastique e as de superfície foi considerado viscoelástico porque estas podem ser consideradas também como partículas de mastique, com a particularidade de terem sido geradas numa posição específica e possuírem uma ligação “forte” entre si. Os restantes contactos, entre as partículas da assembleia, foram divididas em 2 grupos, com propriedades diferentes, designados de “Burgers 1” e “Burgers 2” por utilizarem ambos o modelo de Burgers. Nas simulações viscoelásticas da mistura laboratorial BB 0/16, a simulação “D12” (Figura 4.70 e Tabela 4.19) foi a obteve um comportamento mais próximo do pretendido. Assim a primeira tentativa utiliza os mesmos parâmetros de “D12”.

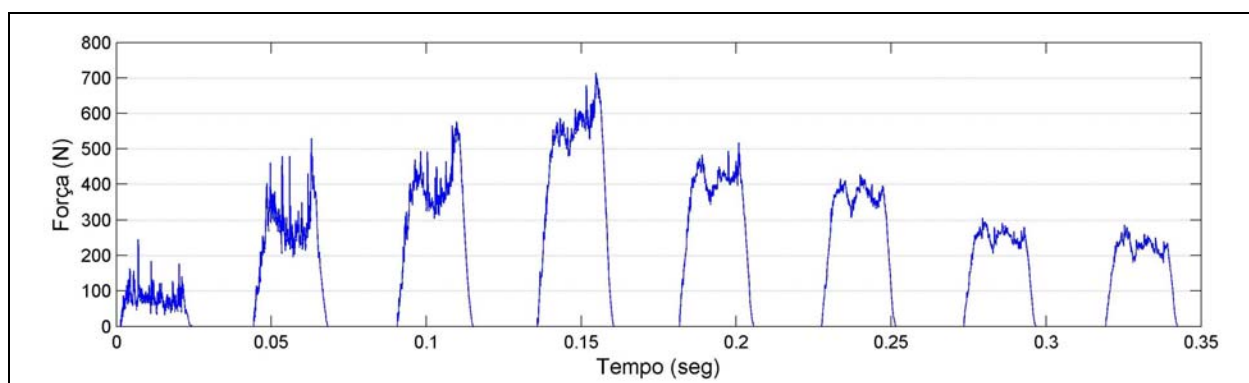


Figura 5.38 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro)

A Figura 5.38 ilustra a variação da força nas primeiras quatro passagens do cilindro, ou seja oito passagens de rolo. Entre a segunda e a sexta passagem a força é bastante maior que força estática do cilindro estimada (220 N). A simulação não obteve bons resultados, quer relativamente à redução da espessura da camada com o número de passagens quer relativamente à força de contacto. A assembleia apresenta uma rigidez mais elevada do que o pretendido. Assim modificaram-se os parâmetros com o objectivo de a assembleia apresentar uma maior deformabilidade.

A simulação descrita de seguida apresenta o melhor comportamento. Os parâmetros dos modelos de contacto utilizados encontram-se descritos na Tabela 5.24. Os coeficientes de atrito são ligeiramente superiores e o coeficiente de amortecimento do elemento Maxwell (C1) foi reduzido de forma a aumentar a fracção plástica da deformação. Esta simulação é a partir deste ponto referida também por “S_base”.

Parâmetro	Burgers 1 (contactos tipo 1 e 7)	Burgers 2 (contactos tipo 2, 4 e 8)
K1 (N/m)	$3,5 \times 10^{+5}$	$1,25 \times 10^{+6}$
C1 (Ns/m)	$0,1 \times 10^{+4}$	$0,1 \times 10^{+4}$
K2 (N/m)	$1,0 \times 10^{+6}$	$1,0 \times 10^{+6}$
C2 (Ns/m)	$1,0 \times 10^{+8}$	$1,0 \times 10^{+8}$
“Adesão Pontual”	100	100
Φ	0,150	0,300

Tabela 5.24– Parâmetros do modelo de contacto utilizado na simulação “S_base”

Da Figura 5.39 à Figura 5.43 são apresentados os resultados da simulação “S_base”, nomeadamente a variação da força de contacto, da espessura da camada, da deformação plástica e elástica, da porosidade e da variação da porosidade, com o número de passagens acumuladas. Nos gráficos “0,5” passagens significa após uma passagem do rolo ou metade da primeira passagem do cilindro.

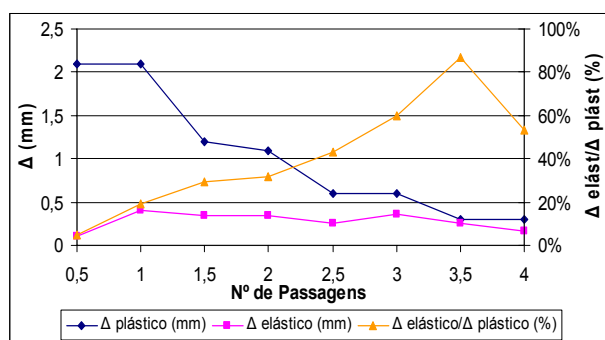


Figura 5.39 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_base”

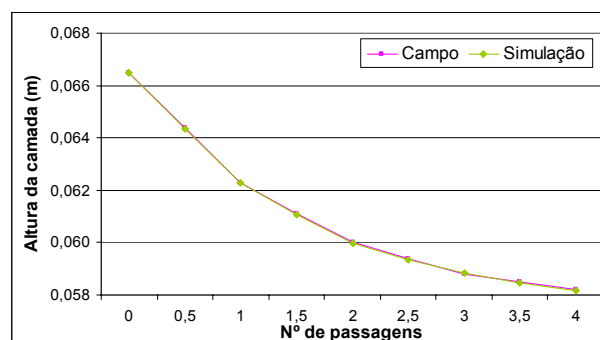


Figura 5.40 – Redução da espessura da camada especificada e obtida na simulação – “S_base”

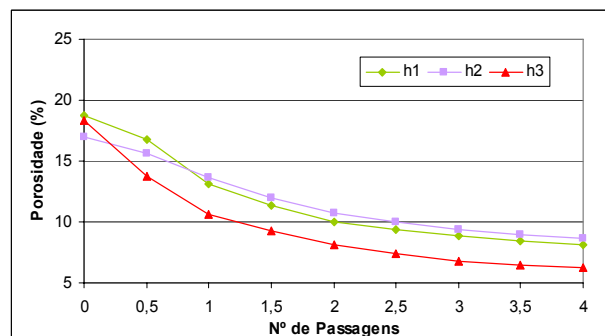


Figura 5.41 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_base”

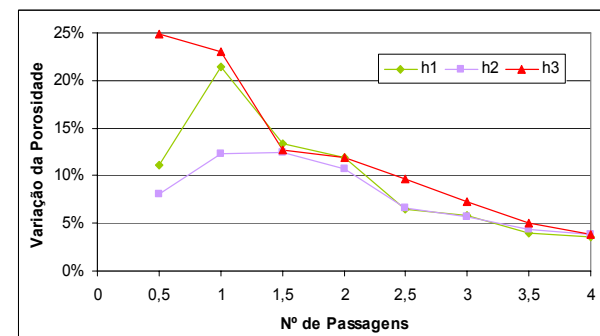


Figura 5.42 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_base”

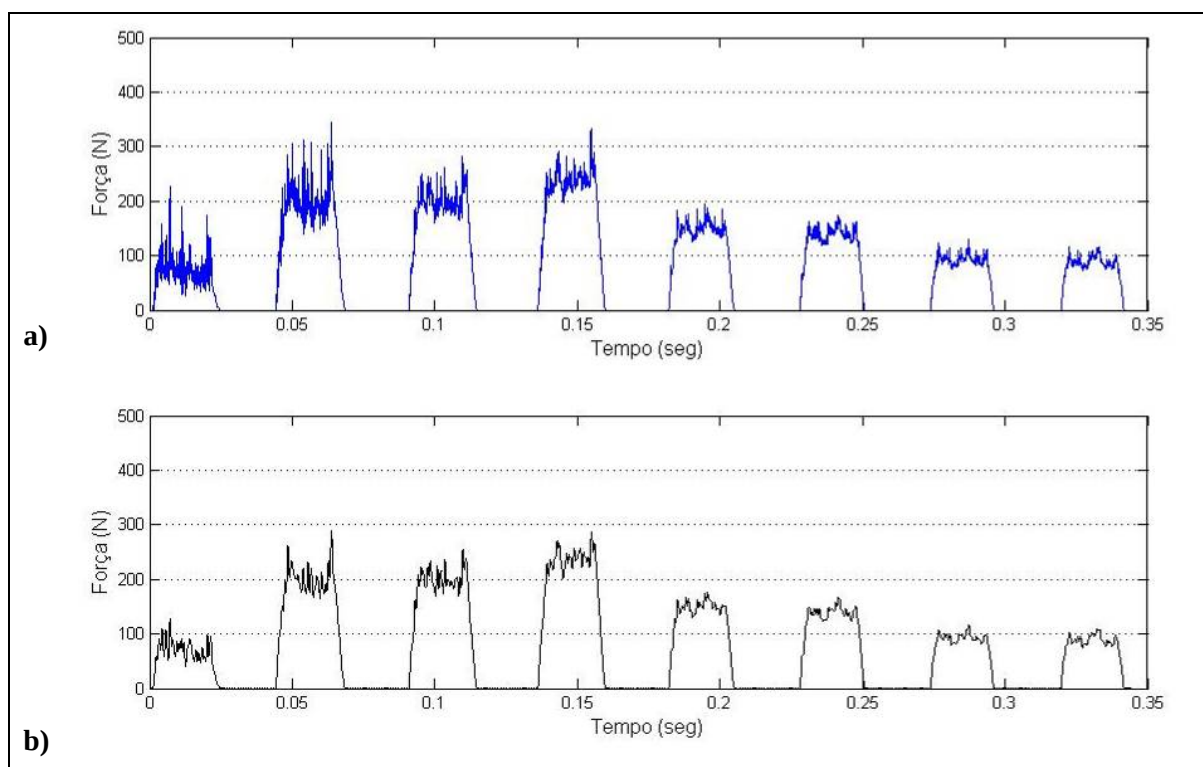


Figura 5.43 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), sem filtro de dados (a) e com filtro de dados (b) – “S_base”

Nesta simulação a redução de espessura no modelo numérico apresenta uma evolução próxima da pretendida, como se pode verificar na Figura 5.40, isto é, para a deformação total imposta a recuperação elástica da assembleia em cada passagem de um rolo foi tal que permitiu obter uma redução da espessura da

camada de acordo com o medido experimentalmente. Na Figura 5.39 é representada a evolução da fracção elástica e plástica da deformação em cada passagem. Com a excepção da última passagem do rolo existe um crescimento contínuo da fracção elástica relativamente à fracção plástica, em concordância com o previsto. Todas as simulações apresentadas de seguida respeitam a evolução da compactação de acordo com o medido experimentalmente, e descrito pela expressão (5.3), sendo a resposta elástica variável em cada caso perante as condições diferentes da simulação.

A força de contacto rolo-assembleia obtida não é adequada como se pode constatar na Figura 5.43 a). A elevada variabilidade ao longo da passagem compreende-se pelas características discretas da assembleia. As partículas (dimensão, tipo) e sua distribuição variam com a posição na assembleia. Assim foi implementado com o *software* MATLAB um filtro do tipo *Butterworth* “*lowpass*” com frequência *Nyquist* igual a 0,05 e ordem 8, de forma a eliminar o “ruído” da medição. Na Figura 5.43 b) apresenta-se a força de contacto após o procedimento, verificando-se que subsiste alguma irregularidade. Quanto ao valor absoluto da força, na primeira passagem é baixa por haver ainda uma grande capacidade de movimentação das partículas, baixo imbricamento. Nas três passagens seguintes o valor mantém-se aproximado do valor pretendido (220 N) e nas restantes mais baixo com tendência decrescente.

Na mistura betuminosa real, com o aumento do grau de compactação, diminuição da porosidade e da espessura da camada, a mistura aumenta a sua resistência mecânica devido ao maior número de contactos entre as partículas. Forma-se uma estrutura mineral envolvida pelo filme de betume que permite resistir aos esforços causados pelas acções do tráfego e atmosféricas durante a vida útil. No Capítulo 4 referiu-se que a assembleia numérica, na simulação da compactação estática laboratorial, com implementação do modelo de Burgers como modelo de contacto entre as partículas de mastique e de mastique e agregado não se comportava de forma similar aos provetes reais. Esta diferença advém do comportamento do filme de betume e da estrutura mineral do agregado fino que se forma entre as partículas de agregado grosso durante a compactação e que não são representados adequadamente na assembleia numérica utilizada. Desta forma implementaram-se técnicas que procuram reproduzir estes mecanismos na assembleia numérica, com as quais se obteve resultados promissores.

Na Figura 5.44, na qual se representa a evolução do número de contactos na assembleia e a força de contacto durante a simulação, pode constatar-se que o número de contactos praticamente estabiliza após quatro passagens do rolo. A assembleia aumenta a sua resistência durante estas passagens e depois estabiliza. Desta forma para uma menor deformação imposta (redução da espessura) a força de resposta da assembleia é menor. Concluindo se não há aumento da resistência a força nas passagens reduz-se, como se pode comprovar pela Figura 5.43.

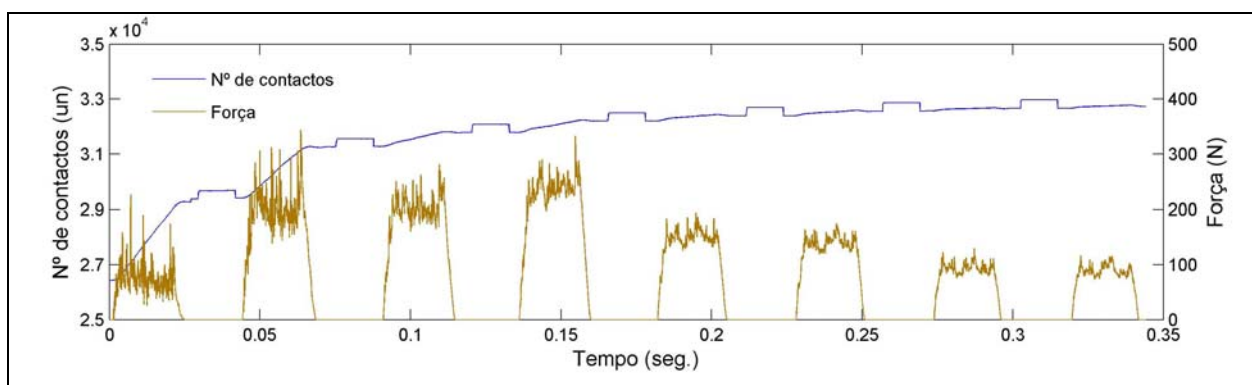


Figura 5.44 – Evolução do número de contactos na assembleia numérica durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “S_base”

No entanto na simulação da compactação em obra, foi considerado que além dos dois mecanismos referidos existem outros dois com relevância para a redução da força com o número de passagens. O primeiro é intrínseco ao modelo de Burgers. A rigidez do modelo diminui com o aumento da duração do carregamento, que na assembleia numérica se traduz pela duração do contacto. Desta forma, como existem muitos contactos que se mantêm a partir de algumas passagens a rigidez da assembleia aumenta menos que o real. Entre passagens decorrem os procedimentos de preparação da superfície que também implicam uma maior duração do contacto. O utilizador está impossibilitado de alterar o funcionamento do modelo de contacto no PFC2D.

O segundo mecanismo é relativo à diminuição da temperatura do material durante a execução dos trabalhos. Se a temperatura interna desceu cerca de 20°C no trecho 1 – modo “estático” então é natural que uma parte do aumento da resistência mecânica da camada se deva ao aumento da viscosidade do betume/módulo complexo (além da diminuição do ângulo de fase). Este efeito não foi considerado na simulação descrita.

Para aproximar o comportamento da assembleia numérica ao do material real foram implementadas as técnicas de optimização desenvolvidas e validadas para a simulação da compactação laboratorial, com o objectivo de aumentar a resistência da assembleia com o progresso da deformação/nº de passagens. O objectivo das técnicas quando do seu desenvolvimento era aumentar a rigidez em função da deformação dos contactos de acordo com o comportamento do filme de betume com a deformação e a estrutura de agregado fino no mastique betuminoso que se forma com a evolução da compactação. Para complementar com o efeito dos outros dois mecanismos (modelo de Burgers e temperatura) os critérios de activação das técnicas de optimização (aumento da rigidez do modelo de contacto e agregação das partículas em CLUMPS) variam com o número de passagens acumuladas. Os limites para a acção são reduzidos com o aumento das passagens em concordância com a diminuição da temperatura e aumento da duração dos contactos. Na última passagem a temperatura é menor (mais rigidez) e a redução da rigidez devido ao modelo no PFC2D é maior.

As técnicas foram implementadas sobre a simulação descrita atrás, isto é, mantendo os valores dos parâmetros apresentados na Tabela 5.24.

A primeira técnica implementada consistiu na aplicação de um factor de rigidez (F_k), função do valor da sobreposição das partículas no contacto (4.89), aplicado ao valor do módulo de rigidez KI do elemento Maxwell do modelo de Burgers (4.90). Anteriormente foi utilizada durante todo o ensaio a mesma equação para descrever a variação do factor de endurecimento com a deformação dos contactos. No caso dos contactos masticque-masticque, a função apresenta dois factores. F_0 traduz a variação com o número de passagens e F_1 o aumento da rigidez com o factor de forma (A_R). O endurecimento apenas é aplicado quando existe uma variação do factor de forma mínimo ($\Delta A_{\min}$). Nas simulações da compactação em obra os critérios variam com as passagens, tal como descrito na Tabela 5.25. Esta simulação é a partir deste ponto referida também por “S_fk”, com os resultados representados da Figura 5.45 à Figura 5.48.

Passagens	Rolo	Contactos	
		masticque-masticque	masticque-agregado
		$F_k = F_0 + F_1 \times A_R$	
1	1	$F_0=0,5 / F_1=0,5$	$F_k = 1,10$ $A_{\min} = 1,20$
	2		
2	1		
	2		
3	1	$F_0=5,0 / F_1=1,0$	
	2		
4	1	$F_0=5,0 / F_1=1,0$	$\Delta A_{\min} = 0,005$
	2	$F_0=5,0 / F_1=1,0$	$\Delta A_{\min} = 0,001$

Tabela 5.25 – Critérios para implementação da técnica de endurecimento durante a simulação “S_fk”

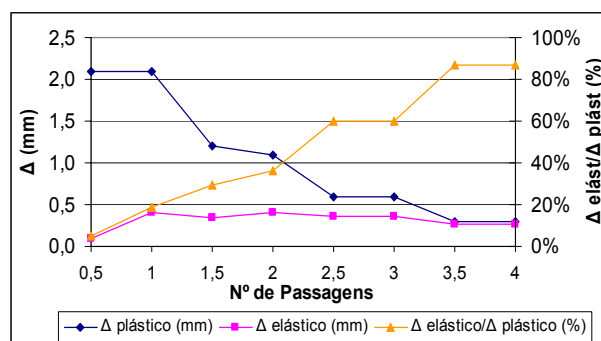


Figura 5.45 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk”

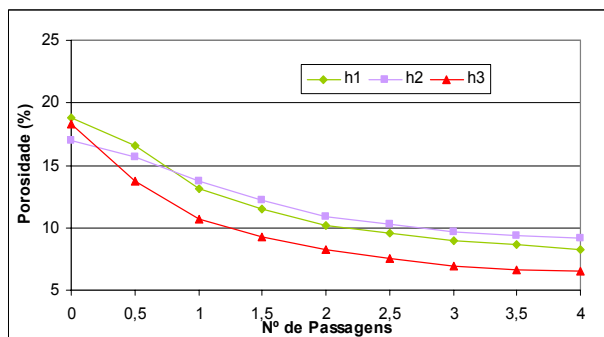


Figura 5.46 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_fk”

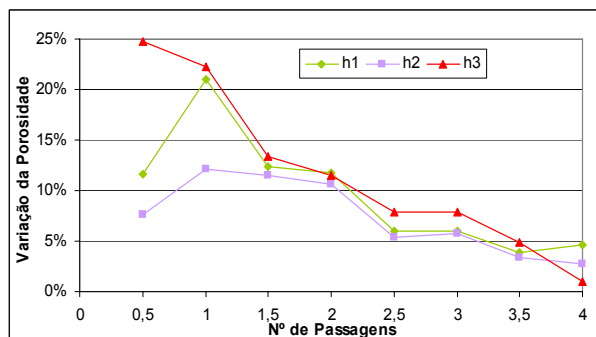


Figura 5.47 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_fk”

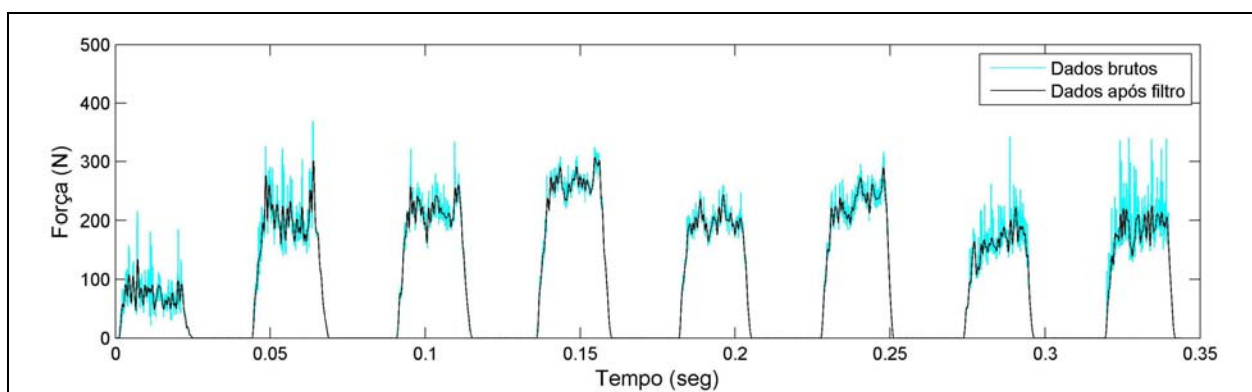


Figura 5.48 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk”

A segunda técnica implementada consistiu na aglomeração de partículas com deformações elevadas nos contactos em CLUMPS. De acordo com as análises anteriores sobre esta técnica apenas se implementou o Critério A, aplicado da mesma forma que na simulação da mistura AB 0/5 e descrito no Capítulo 4. Resumindo os CLUMPS são formados apenas por partículas de mastique, com inclusão de mais partículas sempre que os limites de interpenetração forem ultrapassados. Com o decorrer das passagens os limites (OV_{min}) que definem a formação dos CLUMPS variam, tal como descrito na Tabela 5.26. Esta simulação é a partir deste ponto referida também por “S_clump”, com os resultados representados da Figura 5.49 à Figura 5.52.

Passagens	Rolo	Formação de CLUMPS	
		Novo CLUMP	Adição da partícula a CLUMP existente
1	1	2 contactos $OV_{min} = 0,07 \text{ mm}$	$OV_{min} = 0,07 \text{ mm}$
	2		
2	1		
	2		
3	1	2 contactos $OV_{min} = 0,05 \text{ mm}$	$OV_{min} = 0,05 \text{ mm}$
	2		
4	1		
	2		

Tabela 5.26 – Critérios para implementação da técnica de formação de CLUMPS durante a simulação “S_clump”

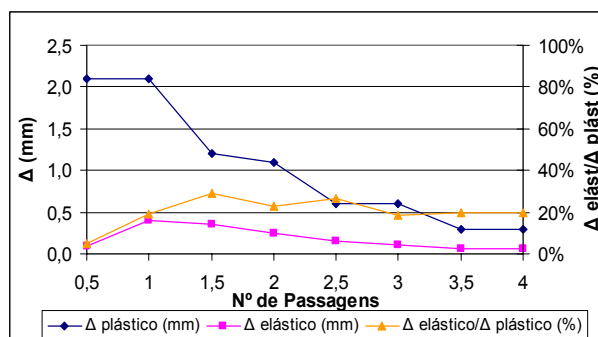


Figura 5.49 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_clump”

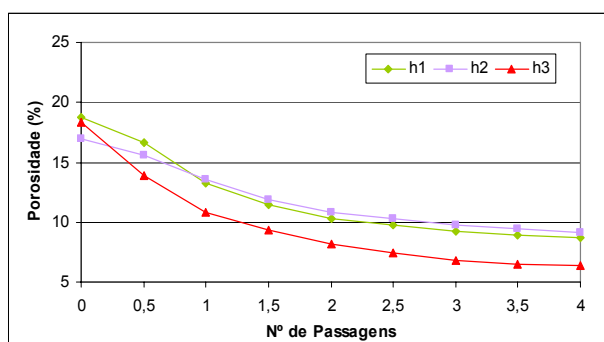


Figura 5.50 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_clump”

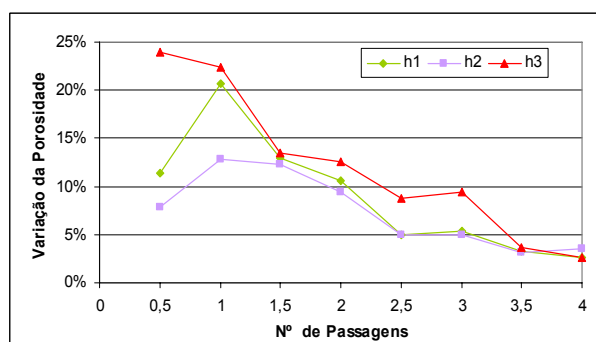


Figura 5.51 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_clump”

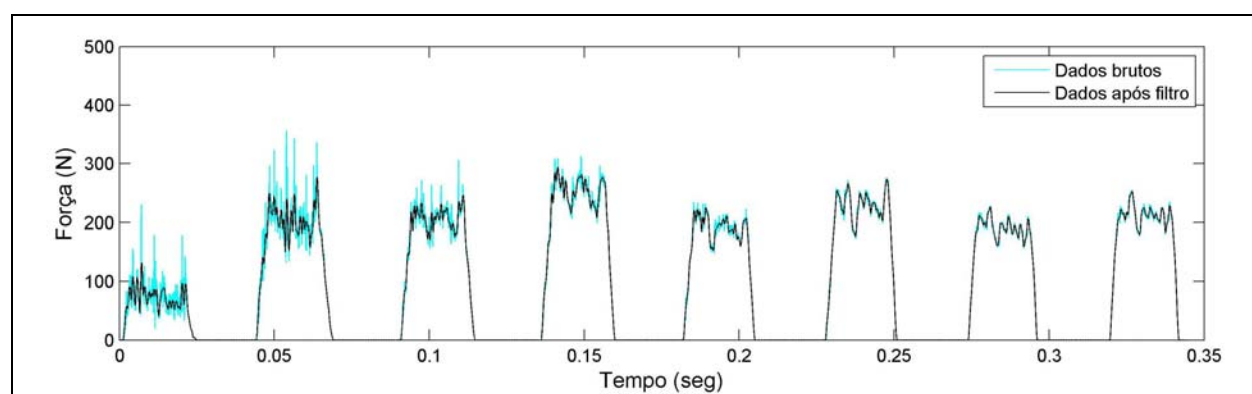


Figura 5.52 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_clump”

Além da implementação das técnicas anteriores em separado, foi também testada a aplicação das duas técnicas simultaneamente. A decisão desta análise surgiu devido ao elevado número de partículas nos CLUMPS necessário para endurecer a assembleia quando é aplicada unicamente a segunda técnica. Esta simulação é a partir deste ponto referida também por “S_fk_cl”, com os resultados representados da Figura 5.53 à Figura 5.56. A actuação das técnicas de endurecimento é realizada de acordo com o descrito na Tabela 5.27.

		Endurecimento dos contactos		Formação de CLUMPS	
Passagens	Rolo	mastique-mastique $F_k = F_0 + F_1 \times A_R$	mastique-agregado	Novo CLUMP (Max. 4 partículas)	
1	1	$A_{\min} = 1,10$ $F_0=0,5 / F_1=0,5$ $\Delta A_{\min} = 0,04$	$F_k = 1,10$ $A_{\min} = 1,20$	2 contactos mast./mast. $OV_{\min} = 0,100 \text{ mm}$	
	2				
2	1				2 contactos $OV_{\min} = 0,065 \text{ mm}$
	2				
3	1			2 contactos $OV_{\min} = 0,060 \text{ mm}$	
	2				
4	1	$F_0=5,0 / F_1=1,0$ $\Delta A_{\min} = 0,01$		2 contactos $OV_{\min} = 0,060 \text{ mm}$	
	2				

Tabela 5.27 – Critérios para implementação das duas técnicas de endurecimento durante a simulação – “S_fk_cl”

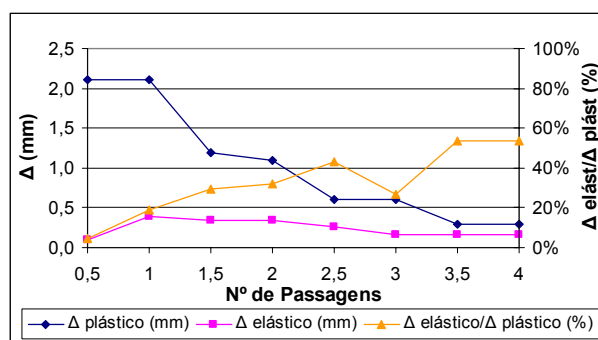


Figura 5.53 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk_cl”

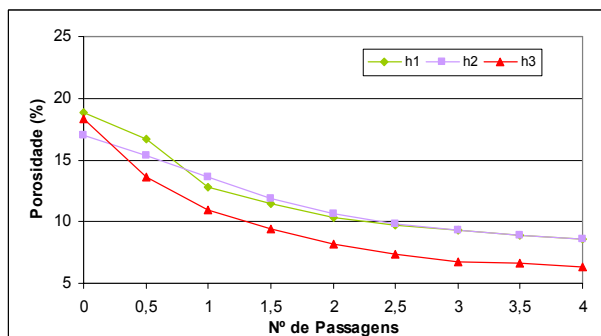


Figura 5.54 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_fk_cl”

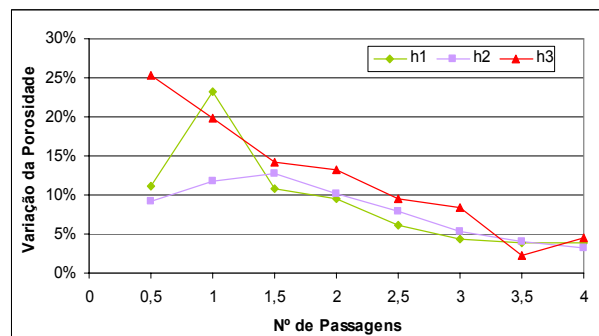


Figura 5.55 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_fk_cl”

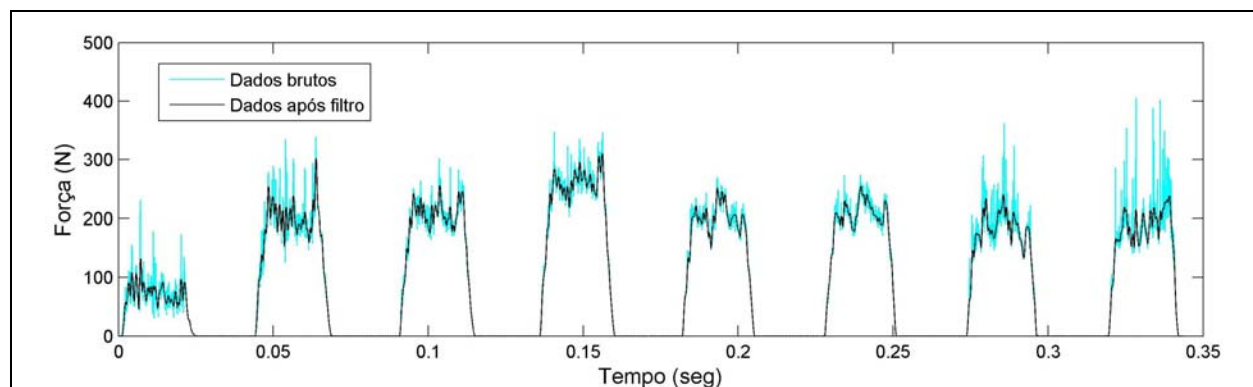


Figura 5.56 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk_cl”

De seguida são apresentados os princípios teóricos utilizados para comparar os resultados do modelo numérico utilizado e o desenvolvido por Huerne. São também resumidos os resultados apresentados em Huerne (2004).

5.3.3.2 Mecânica dos solos

Huerne (2004) estudou e modelou numericamente, com o método de elementos finitos, a compactação em campo de misturas betuminosas com base na Teoria dos Estados Críticos, desenvolvida na Universidade de Cambridge para o estudo das relações tensão-deformação em solos, com conceitos elasto-plásticos. Como o estudo do autor referido apresenta a discussão do trabalho centrado nos resultados de p (tensão média) e q

(tensão desviatória), parâmetros da teoria dos estados críticos, foram determinados estes parâmetros de forma a comparar os resultados das duas metodologias (contínua e discreta) para o estudo da compactação de misturas betuminosas. A formulação e todas as considerações utilizadas são apresentadas de seguida.

Segundo a Mecânica dos Materiais, Teoria das Tensões, as tensões actuates no paralelepípedo definido pelos três pares de facetas perpendiculares aos eixos coordenados na vizinhança infinitesimal do ponto genérico P são apresentadas na Figura 5.57. O tensor de tensões é apresentado em (5.12).

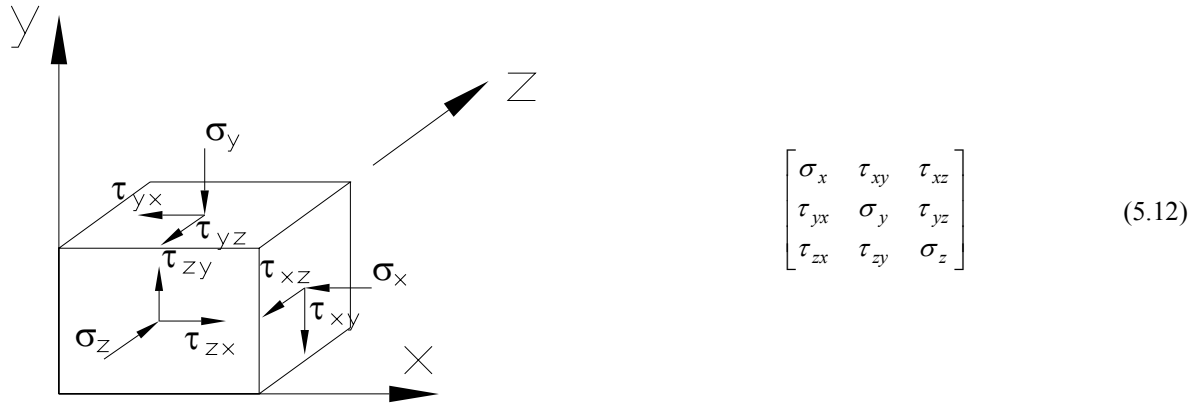


Figura 5.57 – Elemento cúbico submetido a tensões normais e tangenciais

Segundo a mesma teoria é possível demonstrar que existem 3 facetas perpendiculares entre si, na vizinhança do ponto P, para o qual o vector tensão tem a direcção normal à faceta, sendo assim nula a tensão tangencial. Estas tensões designam-se de *tensões principais*, σ_1 , σ_2 e σ_3 , e as suas normais de *direcções principais*.

Designam-se por *tensões octaédricas*, σ_{oct} e τ_{oct} , as tensões que actuam em facetas igualmente inclinadas em relação às tensões principais, ou seja, em facetas cujas semi-normais têm cossenos directores iguais em valor absoluto, num referencial cartesiano em que os eixos coincidem com as direcções principais, Silva (1999).

$$\sigma_{oct} = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} = \frac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3} \quad (5.13)$$

$$\tau_{oct}^2 = \left(\frac{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2}{3} \right) = \frac{1}{9} \left((\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_x - \sigma_z)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{xz}^2 + \tau_{yz}^2) \right) \quad (5.14)$$

Segundo a Teoria dos Estados Críticos, Ortigao (1995), os parâmetros de p (tensão média) e q (tensão desviatória) relacionam-se com as tensões octaédricas da seguinte forma:

$$p = \sigma_{oct} \quad (5.15)$$

$$q = \frac{3}{\sqrt{2}} \tau_{oct} \quad (5.16)$$

Em mecânica dos solos, p representa a tensão efectiva média, tensão suportada pelas partículas do solo, enquanto q representa a tensão desviatória. Se não existirem tensões de corte, $q = 0$ que se traduz por uma situação de *compressão isotrópica*. Na formulação apresentada as tensões normais devem ser consideradas

como tensões efectivas.

Anteriormente referiu-se que o problema a estudar, compactação de misturas betuminosas em campo, podia ser simplificado considerando um estado plano de deformação. No caso de estado plano, de deformação ou de tensão, de acordo com a Teoria da Elasticidade, as extensões ε relacionam-se tensões σ da seguinte forma:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1}{E} \begin{bmatrix} 1 & -\nu & -\nu & 0 \\ -\nu & 1 & -\nu & 0 \\ -\nu & -\nu & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2(1+\nu) \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \sigma_z \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} \quad (5.17)$$

Num estado plano de deformação considera-se que as extensões no plano perpendicular (ZOY) ao de estudo (XOY) são nulas, ε_z . Os planos referidos estão de acordo com o referencial adaptado para o problema em estudo, ilustrado na Figura 5.32.

Tal como foi descrito no capítulo anterior o modelo presente no PFC2D tem uma natureza bidimensional que se traduz pela aplicação de somente duas componentes de força e uma de momento, em oposição às três componentes de força e de momentos que existem numa assembleia de partículas tridimensional. A componente de força perpendicular ao plano de análise e as duas componentes de momento no plano não são consideradas nas equações de movimento ou nas leis de força-deslocamento. Em termos espaciais pode considerar-se que o modelo representa a interacção de um conjunto de cilindros ou esferas cujos centros de gravidade actuam sobre um mesmo plano. Concluindo, o modelo não é um estado plano de deformação ou de tensão.

Adicionalmente referiu-se que num modelo discreto não é possível definir tensões para todos os pontos do provete. Assim descreveu-se uma metodologia de cálculo do tensor de tensões médias para um determinado volume de material. Com base na máxima dimensão das partículas da assembleia definiram-se círculos de medição com uma dimensão suficientemente grande para representar um volume de material mínimo e por outro lado pequenos para representar adequadamente a variação das tensões na assembleia. No círculo de medição obtém-se em cada ciclo o seguinte tensor de tensões:

$$\begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{yx} & \sigma_y \end{bmatrix} \quad (5.18)$$

Para a determinação dos parâmetros p e q é necessário determinar também σ_z . Esta componente do tensor das tensões pode ser calculado considerando um estado plano de deformação e um comportamento linear elástico. Desta forma:

$$\sigma_z = \nu(\sigma_x + \sigma_y) \quad (5.19)$$

Admitiu-se o mesmo valor do coeficiente de Poisson utilizado por Huerne (0,2).

No PFC2D as tensões τ_{xy} e τ_{yx} calculadas são normalmente diferentes, tendo-se utilizado a média no cálculo de p e q .

Os círculos utilizados na medição das tensões (assembleia total) e da porosidade (zona central) são representados, respectivamente, na Figura 5.58 e na Figura 5.59.

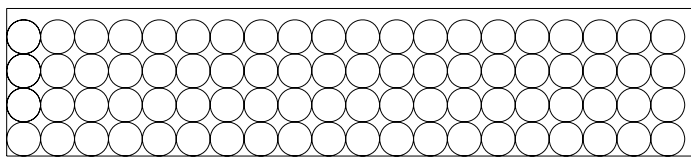


Figura 5.58 – Representação dos círculos de medição das tensões na assembleia (diâmetro 15 mm)

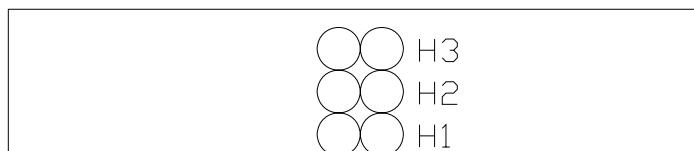


Figura 5.59 – Representação dos círculos de medição da porosidade na zona central da assembleia (diâmetro 19 mm)

5.3.3.3 Resultados das simulações numéricas efectuadas por Huerne

As simulações numéricas da compactação de misturas betuminosas efectuadas por Huerne são de seguida descritas. Os dados apresentados são utilizados posteriormente para comparar as duas metodologias diferentes de modelação numérica, compactação com cilindro de rasto liso estático em obra, apesar de efectuado com misturas betuminosas diferentes.

Com base na Teoria dos Estados Críticos, Huerne modificou o Estabilómetro de Hveem para medir experimentalmente os parâmetros de acordo com a teoria, para a mistura betuminosa padrão e várias modificadas a partir da primeira. A partir dos dados utilizados desenvolveu as simulações com um modelo numérico baseado no Método de Elementos Finitos, com aplicação do processo Lagrangeano-Euleriano Arbitrário (ALE), que se traduz por uma separação entre a malha computacional e o material. Desta forma, segundo Huerne é possível lidar com deformações elevadas.

Foi construído um trecho experimental de forma a obter dados para as simulações numéricas da compactação em campo. Foi estudada uma mistura betuminosa do tipo betão betuminoso, de acordo com as especificações holandesas, com dimensão máxima do agregado igual a 16 mm e betume puro de penetração 80/100 dmm. Durante a compactação, após cada passagem do cilindro de rasto liso no modo “estático”, foram medidas as variações de espessura, temperatura e baridade. Assim foi possível descrever a evolução da compactação com o número de passagens.

O processo de simulação numérica consistiu em impor reduções da espessura da camada em cada passagem de um rolo, procurando por tentativa e erro a relação adequada entre a força de contacto e a redução efectiva da espessura. A força de contacto obtida foi incorrecta por deficiências do modelo de resposta (modelo Rock) utilizado para simular a teoria dos estados críticos, que apresentava uma fase elástica inadequada.

Apesar dos problemas detectados o autor considera que os resultados fornecem uma boa aproximação do que ocorre durante a compactação. Em seguida, da Figura 5.60 à Figura 5.68, apresentam-se os dados mais importantes e comparáveis nas duas metodologias. Os comentários às figuras são apresentados conjuntamente com a análise dos resultados das simulações numéricas discretas, realizadas. Esta simulação é a partir deste ponto referida também por “S_H”.

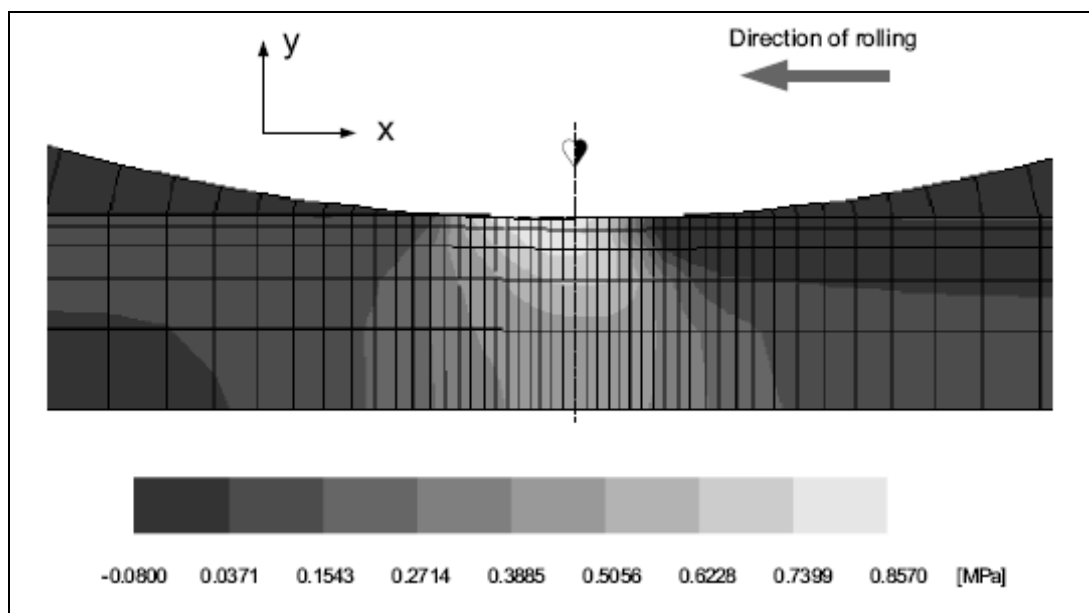


Figura 5.60 – Tensão média, p' , resultado do primeiro rolo na passagem nº1 – Huerne (2004)

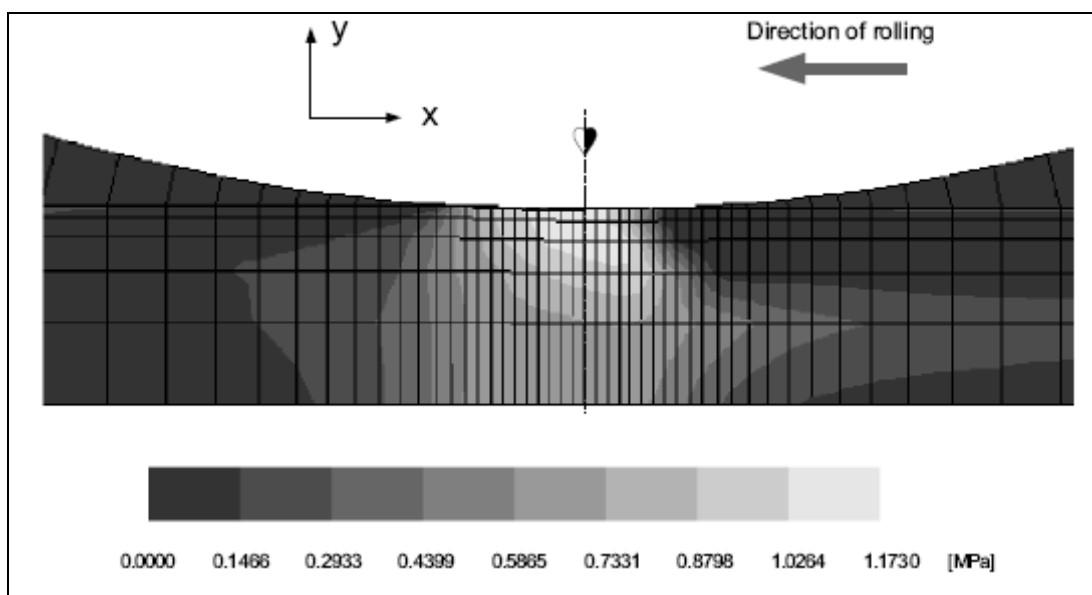


Figura 5.61 – Tensão desviatória, q , resultado do primeiro rolo na passagem nº1 – Huerne (2004)

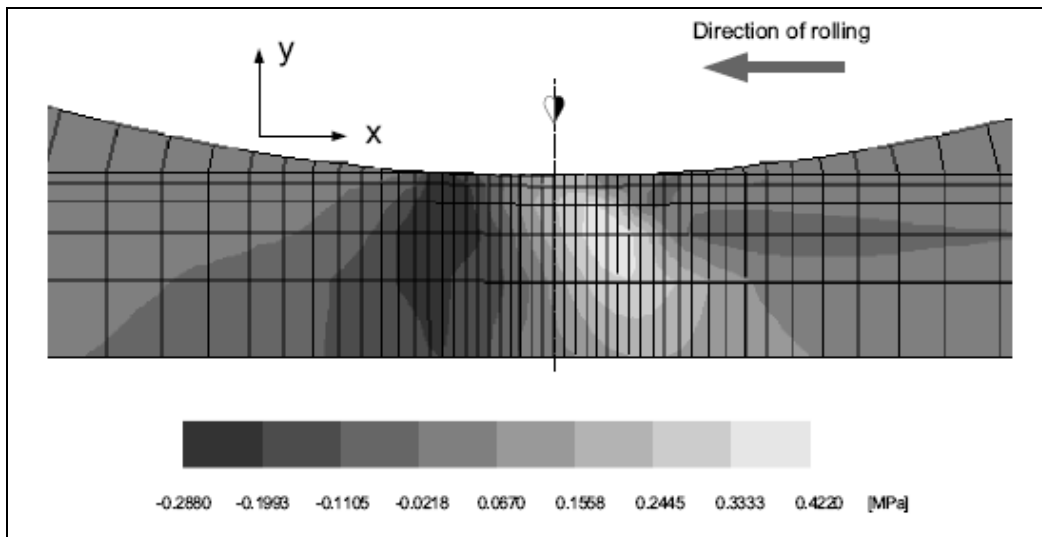


Figura 5.62 – Tensões de corte, τ_{xy} , resultado do primeiro rolo na passagem nº1 – Huerne (2004)

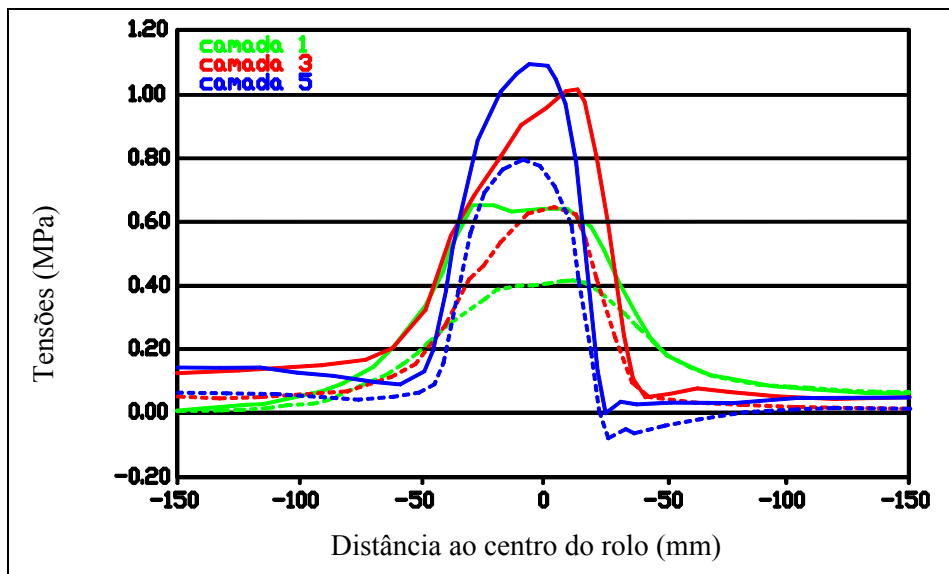


Figura 5.63 – Tensão desviatória, q (linha contínua), e tensão média, p' (linha tracejada), em 3 alturas da camada durante a passagem – Huerne (2004)

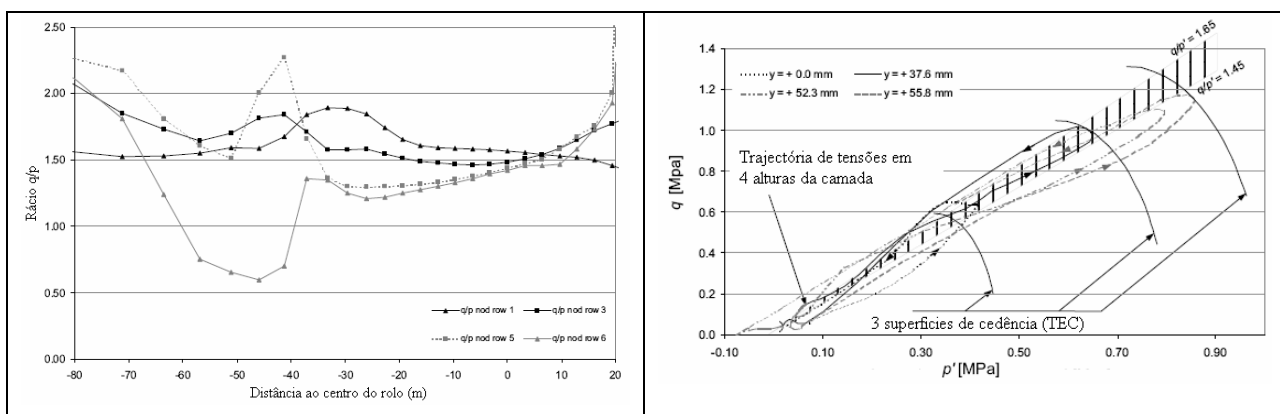


Figura 5.64 – Rácio q/p' e trajetória de tensões, em quatro alturas da camada durante a passagem – Huerne (2004)

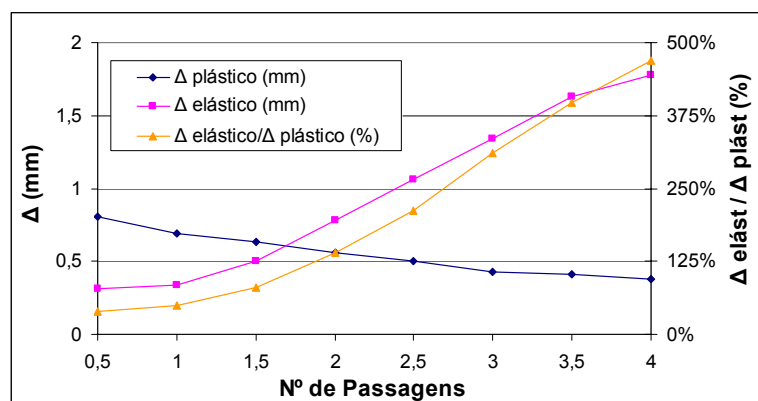


Figura 5.65 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens – Adaptado de Huerne (2004)

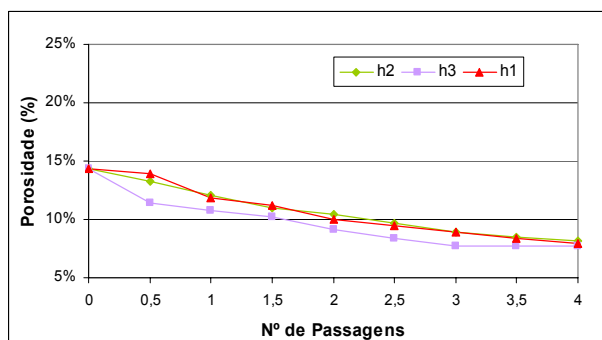


Figura 5.66 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – Adaptado de Huerne (2004)

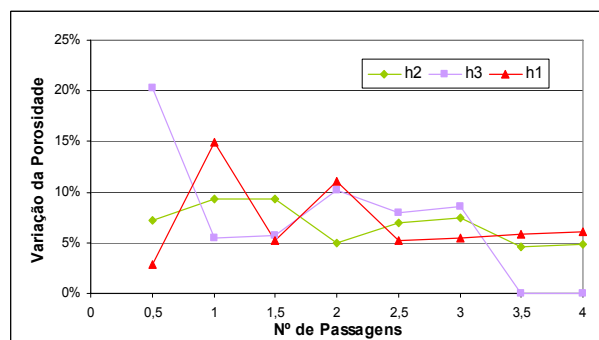


Figura 5.67 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – Adaptado de Huerne (2004)

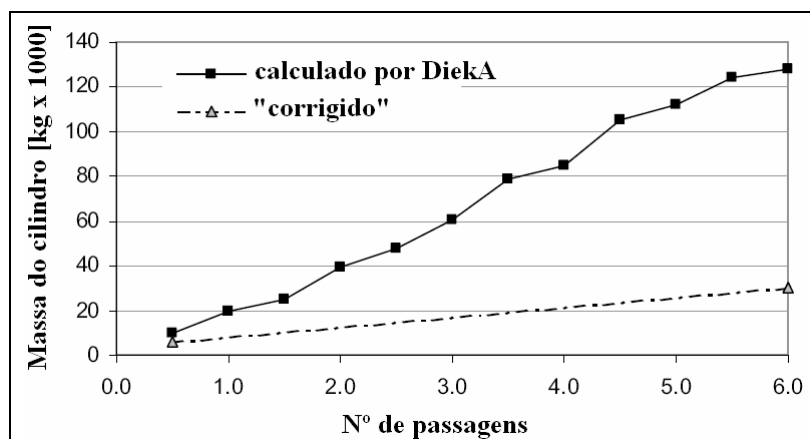


Figura 5.68 – Massa do cilindro calculada a partir da força de contacto – Huerne (2004)

5.3.3.4 Análise das simulações realizadas

As simulações realizadas, “S_fk”, “S_clump” e “S_fl_cl”, relativas à compactação em obra com o cilindro em modo “estático”, são de seguida analisadas, comparativamente entre si e relativamente aos resultados publicados por Huerne, “S_H”. Na simulação “S_fk” implementou-se o aumento da rigidez do modelo de contacto, em “S_clump” a agregação das partículas deformadas em CLUMPS e em “S_fl_cl” as duas técnicas em conjunto.

O primeiro elemento a analisar é a força de contacto rolo-assembly. A força de contacto durante a

compactação em campo (modo “estático”) é aproximadamente 220 N. Nas simulações, com inclusão das técnicas de endurecimento, foi possível atingir uma força próxima da pretendida. A exceção é a primeira passagem do rolo, na qual por inexistência de contactos em número suficiente, a resistência à compactação é sempre muito baixa e logo também a força de contacto. A variabilidade da força, em cada passagem, é maior nas simulações em que se usa a primeira técnica (aumento da rigidez do modelo de contacto). Esta situação compreende-se pois as partículas quando estão debaixo do cilindro são comprimidas e os contactos aumentam a deformação (elevadas sobreposições), que com aplicação do factor de endurecimento ao contacto a força cresce de forma instantânea dado o módulo de rigidez normal do contacto ser um módulo secante. Nas simulações efectuadas por Huerne (Figura 5.68) as forças de contacto obtidas não são próximas da realidade (3500 kg). Mesmo após o cálculo da força com correcção da parte elástica da deformação não são obtidas forças comparáveis com a realidade. Huerne justifica os resultados com a desadequação da parte elástica do “modelo Rock” para exprimir o comportamento das misturas betuminosas de acordo com a teoria dos estados críticos, apresentada no Capítulo 1.

O segundo elemento a analisar é a variação das deformações, componentes elástica e plástica, com o número de passagens. Tal como se descreveu no Capítulo 2, com o decorrer das passagens a mistura betuminosa exhibe deformações menores em que a componente elástica é sucessivamente maior e a componente plástica sucessivamente menor. A Figura 5.39, a Figura 5.45, a Figura 5.49, a Figura 5.53 e a Figura 5.65 apresentam a variação dos valores absolutos e relativos das componentes elástica e plástica com o número de passagens nas simulações numéricas realizadas e de Huerne. Em termos de valores absolutos verifica-se que nas simulações efectuadas a componente plástica varia entre 2,1 e 0,3 mm e a componente elástica entre 0,1 e 0,5, enquanto que em “S_H” variam entre 0,8 e 0,3 mm para a primeira componente e entre 0,3 e 1,8 mm para a segunda componente. Quanto aos valores relativos, em “S_H” o rácio entre a componente elástica e plástica cresce continuamente enquanto nas simulações efectuadas esta situação nem sempre sucede. Com a exceção de “S_clump”, todas apresentam uma tendência de crescimento embora com quebras pontuais. O valor mais elevado do rácio é 87% em “S_base” e “S_fk” enquanto “S_H” atinge 468%. A simulação “S_clump” apresenta um comportamento diferente do expectável. Esta situação acontece porque com a formação dos CLUMPS as partículas assumem posições fixas (aglomerados de partículas) e não recuperam a parte elástica da deformação quanto existe o descarregamento, ao contrário do que acontece nos restantes casos. Esta simulação apresenta no final, 4ª passagem e 2º rolo, 7527 partículas em CLUMPS com dimensão média superior a 9 partículas. A limitação do número de partículas por CLUMP não permitiu atingir o nível de endurecimento (força de contacto) desejada e por isso se combinou as duas técnicas de endurecimento em “S_fk_cl”. Esta simulação apresenta valores mais baixos do rácio, mas uma tendência crescente contínua, de acordo com o expectável na compactação real em campo.

Ainda relativamente aos valores absolutos, apesar de as simulações terem sido realizadas para condições diferentes de mistura betuminosa e espessura de camada (53,7 e 66,5 mm), existe uma diferença acentuada. A espessura inicial de “S_H” menor e o grau de compactação mais elevado ajudam a explicar os menores

valores de deformação plástica, mas não a diferença de recuperação elástica. Neste caso, mais importante do que a porosidade é o *VMA* que permite analisar a proximidade das partículas de agregado independentemente da quantidade de betume.

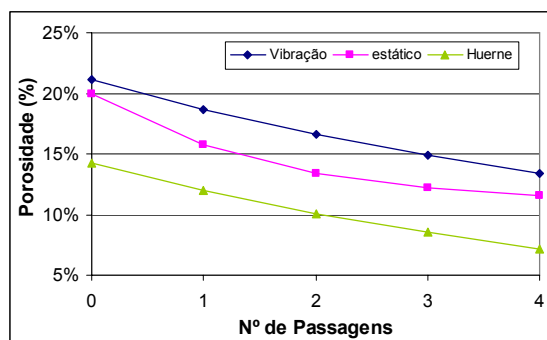


Figura 5.69 – Variação da porosidade medida no trecho experimental e por Huerne

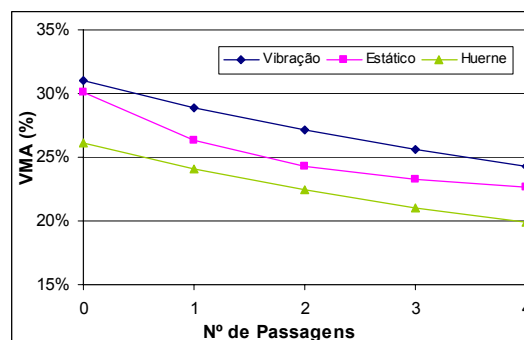


Figura 5.70 – Variação de VMA medida no trecho experimental e por Huerne

Na Figura 5.69 e na Figura 5.70 verifica-se que o volume de agregados é sempre maior na mistura compactada por Huerne e que o volume de betume é apenas um pouco mais elevado nesta. É o agregado que subsidia a parte elástica do módulo de deformabilidade e assim compreende-se que a deformação elástica seja mais elevada. Concluindo, os menores valores de espessura e *VMA* permitem indicar que os valores deverão ser maiores nas condições de Huerne, no entanto a amplitude das diferenças não pode ser justificada apenas pelos argumentos referidos.

O terceiro elemento analisado diz respeito à variação da porosidade com o número de passagens do cilindro. A Figura 5.41, a Figura 5.46, a Figura 5.50, a Figura 5.54 e a Figura 5.66 apresentam a variação dos valores absolutos da porosidade enquanto a Figura 5.42, a Figura 5.47, a Figura 5.51, a Figura 5.55 e a Figura 5.67 ilustram a variação da porosidade entre passagens. Nas figuras são apresentados os valores para 3 camadas (H1, H2, H3) a alturas crescentes respectivamente, de acordo com os círculos de medição utilizados e ilustrados na Figura 5.59. Tal como acontecia nas simulações da compactação laboratorial não é possível simular adequadamente a variação da porosidade durante o ensaio, com medição directa através da posição das partículas e não com a medição indirecta a partir das dimensões da assembleia, pois esta decresce muito mais acentuadamente no modelo numérico do que na realidade. Desta forma os valores dos gráficos devem ser entendidos como valores relativos e a análise restringir-se às tendências. Verifica-se que entre as simulações realizadas a porosidade em todas as camadas e passagens é sempre muito próxima. A compactação inicialmente é maior na camada superior e na camada inferior. Nas passagens seguintes as diferenças entre camadas mantêm-se quase constantes, com a porosidade na camada intermédia ligeiramente superior à da camada inferior e maiores que na camada superior. Em “S_H” inicialmente o progresso da compactação é mais elevado na parte superior mas com o decorrer das passagens as diferenças desaparecem. Após 4 passagens o provete é homogéneo em termos de porosidade.

Segundo Huerne a compactação é um processo de médias sucessivas, isto é, para uma compactação pela pavimentadora homogênea em altura, na primeira passagem o progresso da compactação acontece onde as tensões são máximas (zona superior). Na segunda passagem o material menos resistente encontra-se na parte inferior e logo é nessa zona que se dá o progresso da compactação. Na terceira passagem a compactação ocorre maioritariamente na zona intermédia por as tensões serem superiores e o material se encontrar ainda pouco compacto. Este processo repete-se à medida que a compactação progride, com o progresso a ser cada vez menor em cada passagem. Na Figura 5.67 pode verificar-se na generalidade esse comportamento. Comparando as simulações efectuadas e “S_H” conclui-se que os valores da variação da porosidade entre passagens do rolo são maiores nas simulações realizadas até à 2ª passagem e semelhantes após esta, em concordância com os valores mais elevados de deformação plástica imposta à assembleia nas simulações realizadas. Verifica-se uma variação maior para a camada superior que se reduz grandemente após as três primeiras passagens do rolo, enquanto para “S_H” existe maior alternância dos valores. Na primeira situação existe uma tendência decrescente com as passagens muito clara ao contrário do que se verifica em “S_H”. Também para as simulações efectuadas se verifica nas primeiras passagens do rolo o processo de médias sucessivas da compactação, em que primeiro existe um grande progresso na parte superior, em seguida um aumento grande da compactação na parte inferior e uma terceira passagem semelhante nas três camadas. Nas passagens seguintes quando numa passagem a compactação aumenta mais na parte superior, na passagem seguinte os valores já são mais próximos. Em resumo os resultados obtidos confirmam o princípio do equilíbrio das deformações elaborado por Huerne.

Após a análise de alguns elementos ao longo de 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), procede-se de seguida à análise durante uma ou mais passagens. Dado o elevado número de casos de análise possível foram seleccionados alguns que se considera ser representativos do estudo. A simulação “S_fk” foi seleccionada por apresentar um comportamento próximo do pretendido, de acordo com as análises apresentadas.

Da Figura 5.71 à Figura 5.73 apresenta-se para várias passagens do rolo (3ª, 5ª e 7ª) da simulação “S_fk” a variação da porosidade média (círculos de medição com posição X assinalados pelas cruzes azuis) ao longo da passagem, em 3 camadas, de acordo com a Figura 5.59. Como os pontos de medição se localizam no centro da assembleia, no início e no fim da passagem o rolo não exerce influência e logo a porosidade nas figuras é constante. São também representadas as superfícies da assembleia para três posições fixas do rolo durante a passagem. As posições do centro do rolo ($X = 0,278 \text{ m}$; $0,329 \text{ m}$; $0,380 \text{ m}$) são também apresentadas.

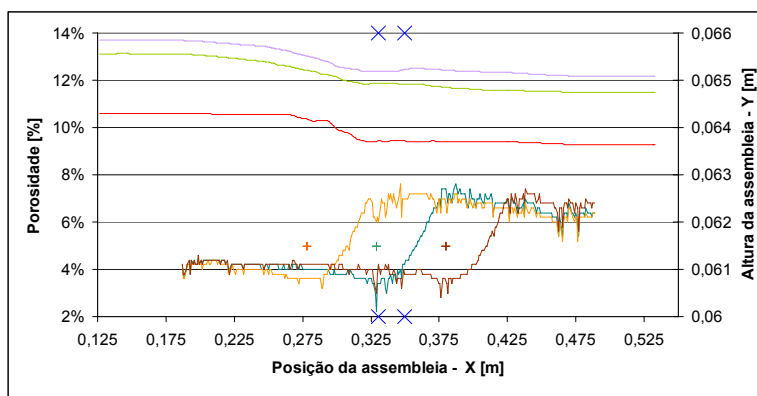


Figura 5.71 – Variação da porosidade durante a 2ª passagem 1º rolo (P2R1), simulação “S_fk”

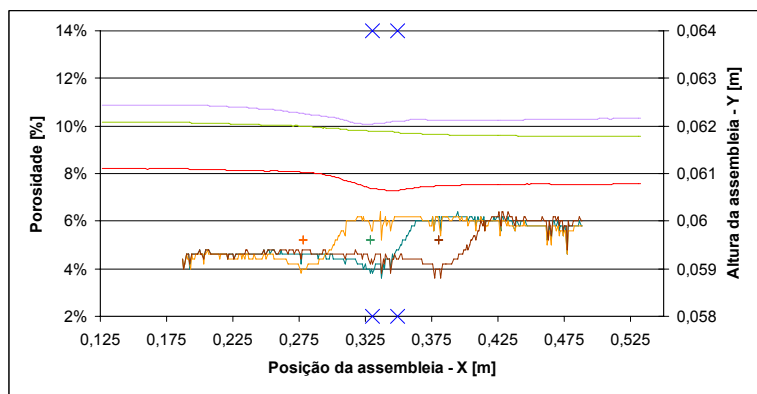


Figura 5.72 – Variação da porosidade durante a 3ª passagem 1º rolo (P3R1), simulação “S_fk”

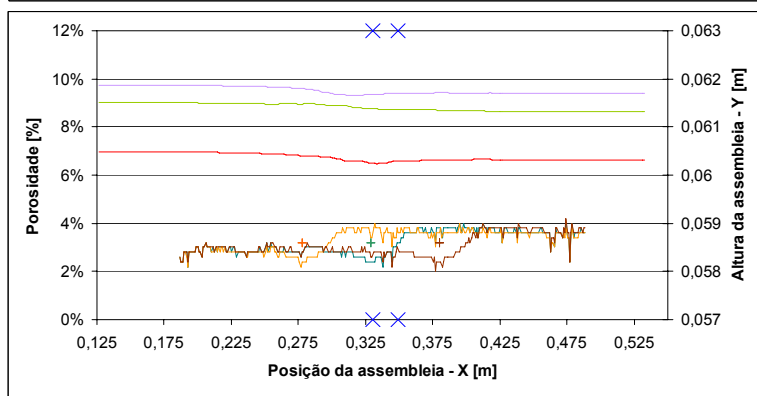
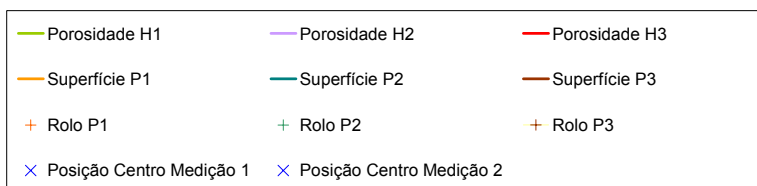


Figura 5.73 – Variação da porosidade durante a 4ª passagem 1º rolo (P4R1), simulação “S_fk”



Legenda

De acordo com o descrito anteriormente, a variação da porosidade depende da camada compactada e da passagem realizada. Nas figuras confirma-se que as variações são maiores para a camada superior e nas primeiras passagens, decrescendo por ordem de camada e número de passagens acumuladas. A variação da porosidade é mais localizada para as camadas superiores. As componentes elástica e plástica da deformação podem ser constatadas, aumentando a primeira e reduzindo a segunda com o número de passagens acumuladas.

Na passagem P2R1 verifica-se que os pontos de menor porosidade (mínimos) acontecem antes do centro do rolo se encontrar no ponto de análise. Esta distância varia com a camada, não se conseguindo identificar para

as camadas H1 e H2. Posteriormente à recuperação elástica existe um pequeno rearranjo das partículas que diminui ligeiramente a porosidade. Verifica-se que a deformação (variação da porosidade) se inicia tanto mais cedo quanto menos superficial for a camada, isto é, a variação de porosidade da camada H3 apenas acontece quando o rolo já está bastante próximo do centro da assembleia.

Na passagem P3R1 as camadas H3 e H2 apresentam as várias fases (deformação elastoplástica e recuperação elástica) bem identificáveis. Já a camada H1 apresenta uma diminuição quase constante sem mínimo. O mínimo de H3 é quase simultâneo à passagem do rolo nessa posição enquanto que para H2 este ocorre antecipadamente à passagem do rolo. O rearranjo final identificado na passagem anterior não se verifica nesta passagem.

Por último, relativamente à passagem P4R1 é possível identificar os mínimos de H3 e H2, no entanto com maior dificuldade devido ao menor valor absoluto das deformações. Com o aumento do número de passagens a variação da porosidade ocorre apenas quando o rolo já está mais próximo da zona de medição, devido à menor deformação imposta pelo rolo.

O quarto ponto analisado são as tensões impostas na assembleia pelo rolo do cilindro. De acordo com a metodologia apresentada anteriormente foram calculadas as tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} e os parâmetros p , q e q/p descritores do estado de tensão de acordo com a teoria dos estados críticos. Selecionou-se a passagem P3R1 (3ª passagem e 1º rolo) das simulações “S_fk” e “S_fk_cl” para comparar com os resultados obtidos por Huerne. Pretende-se analisar quais as influências da técnica de endurecimento nas tensões impostas pelo rolo na assembleia. Na Figura 5.74 e na Figura 5.75 ilustram-se as tensões impostas pelo rolo na assembleia, respectivamente, nas simulações “S_fk” e “S_fk_cl”, quando este se encontra a metade da distância horizontal a percorrer, $x_{\text{centro do rolo}} = 0,329 \text{ m}$, com movimento da esquerda para direita, enquanto a Figura 5.60, a Figura 5.61, a Figura 5.64 e a Figura 5.62 ilustram, respectivamente, as tensões p , q , q/p e τ_{xy} , obtidas por Huerne, com movimento do rolo da direita para a esquerda.

Relativamente a σ_x existem tensões de compressão elevadas no terço superior e na zona em frente ao centro do rolo (cerca de 4,5 cm em “S_fk”). A zona mais comprimida tem, aproximadamente, a largura do centro do rolo ao ponto limite da bacia de deformações. Na parte inferior existem tracções ligeiras. Constatam-se compressões ligeiras nas diagonais da zona mais comprimida. Nas restantes áreas da assembleia as tensões são quase nulas. As tensões são mais elevadas em “S_fk_cl” pois também o é a força nesse momento da passagem (238 N e 194N). A área de influência é maior na simulação “S_fk” pois para um maior valor da deformação total imposta pelo rolo corresponde uma maior área de contacto rolo-mistura. Na zona intermédia da camada e à frente do rolo, na diagonal da zona mais comprimida, existe uma área de tensões médias na simulação “S_fk” ao contrário de “S_fk_cl”. Esta situação pode estar relacionada com a ligeiramente maior porosidade da camada intermédia da primeira simulação em relação à segunda.

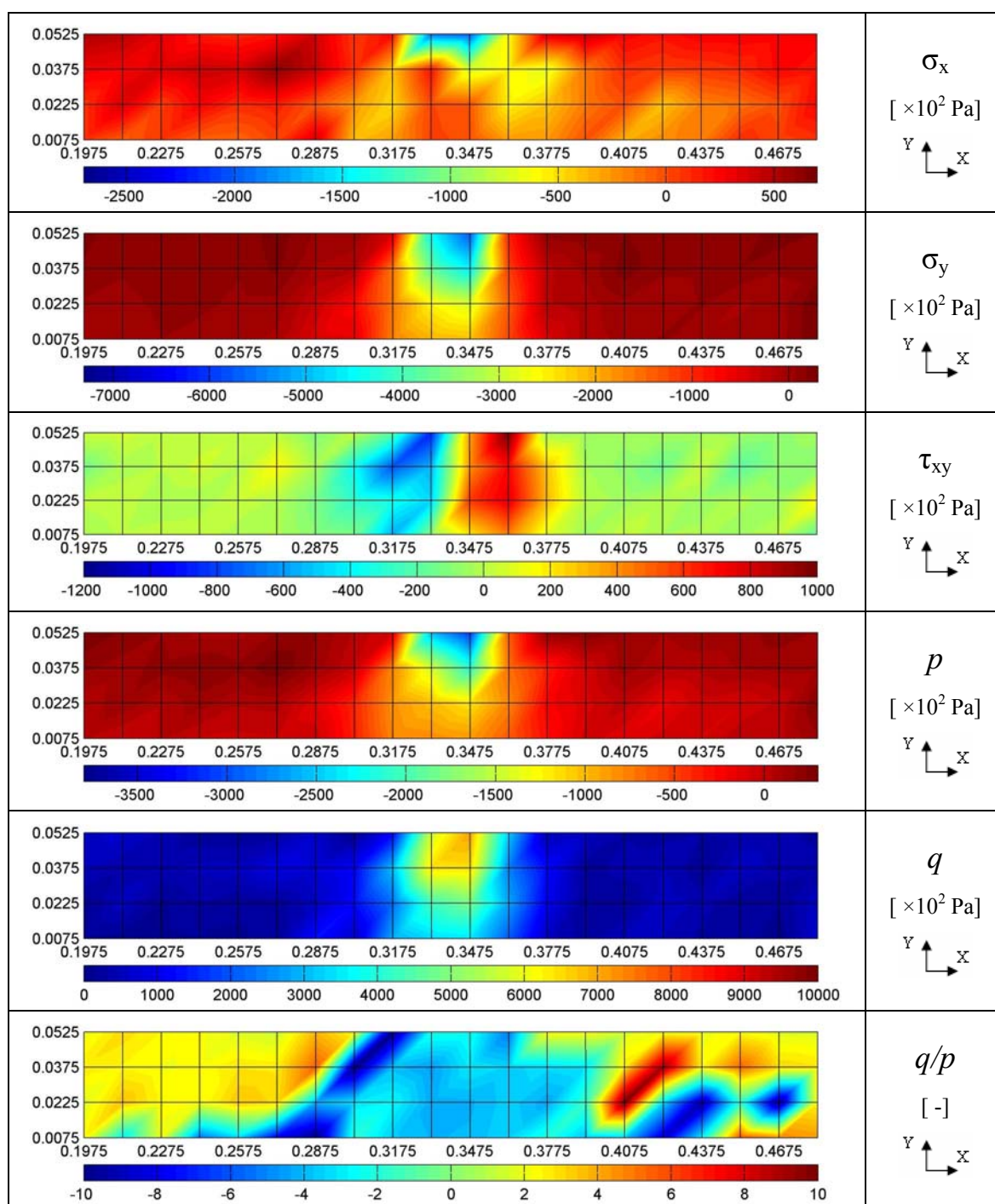


Figura 5.74 – Tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} , p , q e q/p , induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “S_fk”

Quanto a σ_y , na zona imediatamente em frente ao centro rolo desenvolve-se um bolbo de tensões com forma similar aos desenvolvidos por Flamant, a partir das expressões de Boussinesq, Fernandes (2006), para carregamentos superficiais e verticais em meios elásticos, isotrópicos e semi-indefinidos. De acordo com esta distribuição de tensões, a uma dada profundidade os incrementos de tensão são máximos debaixo da zona carregada e representam uma fracção da pressão superficial exercida, cujo valor depende das características do carregamento. Em concordância verifica-se que as tensões são elevadas na parte superior e diminuem com a distância à superfície, maior em largura do que em profundidade. Nas restantes áreas da assembleia as tensões são quase nulas. Em relação às duas simulações a morfologia da distribuição de tensões é

semelhante, com maiores valores para “S_fk_cl” e até uma altura menor na camada, como seria de esperar. Estes resultados apresentam um padrão similar também ao obtido por Kopf (1999), que simulou o efeito de um rolo parado num maciço infinito de propriedades elásticas, actuando nos modos “estático” e “dinâmico”, tal como referido no Capítulo 2 relativamente aos cilindros osciladores.

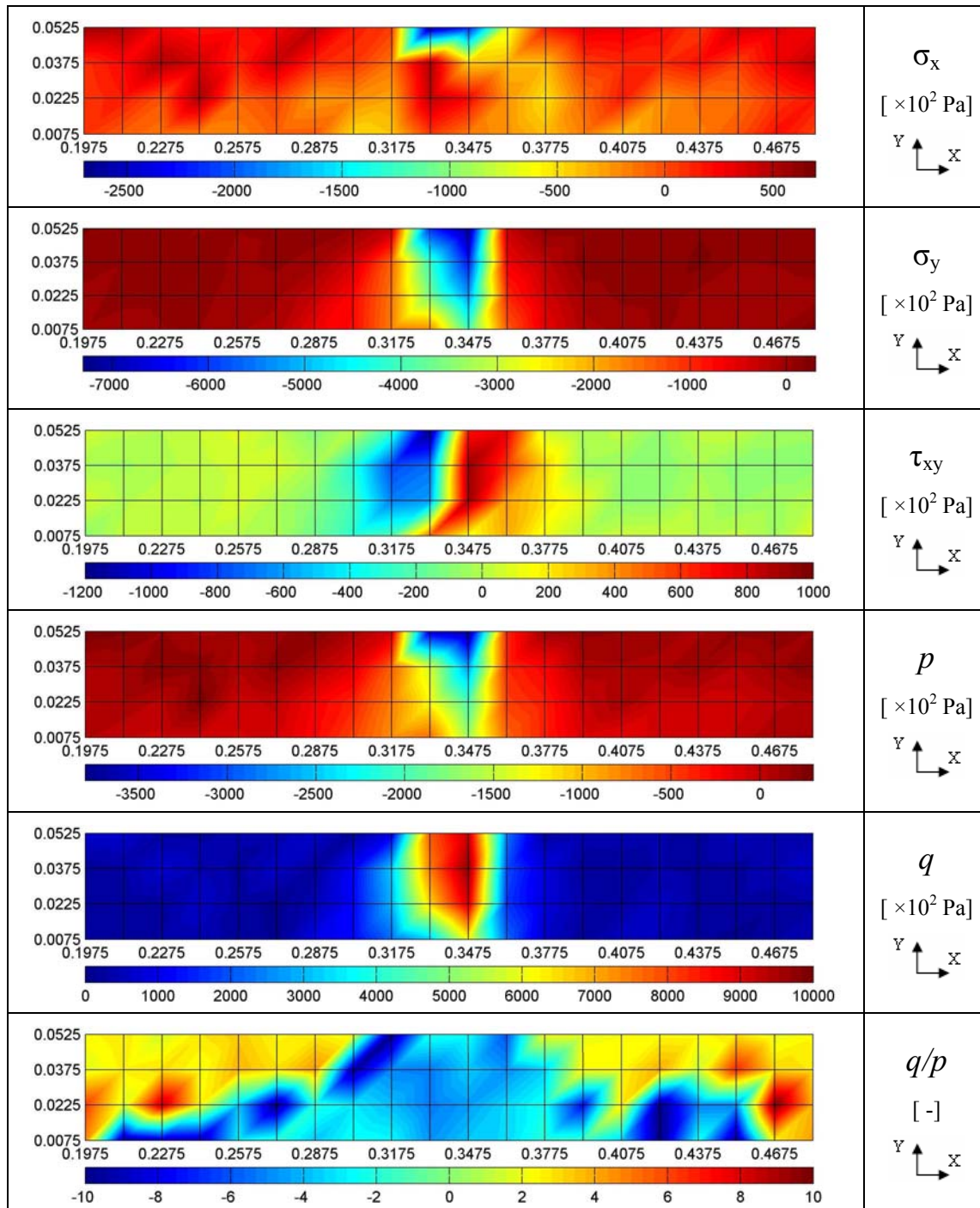


Figura 5.75 – Tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} , p , q e q/p , induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “S_fk_cl”

Em τ_{xy} verificam-se duas zonas de tensões opostas com separação ligeiramente à frente do centro do rolo. Na vertical do centro do rolo e para trás deste desenvolvem-se tensões negativas e o oposto em frente do rolo. O sinal das tensões indica o sentido em que existem deformações por corte. Na zona de separação das duas

zonas existe a rotação dos eixos de tensões principais, passando de um sentido de corte do material para o oposto. As tensões nas duas zonas variam pouco em altura, quando comparadas com as tensões σ_x e σ_y , e os valores máximos (positivo e negativo) são próximos. A zona de tensões positivas é bastante maior que a de tensões negativas, pois como seria de esperar encontra-se na frente do rolo a zona mais deformável (menos compactada). Huerne apresenta resultados muito semelhantes aos calculados, em termos qualitativos, referindo que os elementos volumétricos na zona debaixo do rolo e atrás deste são deformados horizontalmente (quadrados passam a rectângulos de base maior) enquanto à frente do rolo são deformados verticalmente (quadrados passam a rectângulos de base menor), tal como é ilustrado na Figura 2.59. Quanto aos valores obtidos existe uma diferença importante entre os valores máximos. Os valores máximos obtidos por Huerne são 2,8 e 4,2 vezes maiores que os obtidos nas simulações efectuadas. De acordo com o indicado por Huerne, os valores que obteve não são correctos pois a força de contacto rolo-mistura betuminosa calculada é superior à real, que no caso da passagem apresentada é 2,8 vezes maior, crescendo o erro com o número de passagens acumuladas. Admitindo igual erro na força de contacto e na tensão τ_{xy} , as diferenças já não são significativas.

A distribuição das tensões τ_{xy} na assembleia é bastante similar nas duas simulações, com a excepção da parte inferior na vertical do centro do rolo. Essa área apresenta valores quase nulos em “S_fk” enquanto em “S_fk_cl” os valores são já significativos. Analisando a distribuição da velocidade das partículas constata-se que existem partículas nesse local com movimentos maiores, que deverá estar relacionado com as tensões normais verticais elevadas até à parte inferior numa zona próxima, implicando movimentos mais elevados de afastamento das partículas na zona em causa.

A tensão média p apresenta um bolbo de compressão na zona em frente ao centro do rolo, com diminuição das tensões com a distância radial à superfície. A variação das tensões é muito semelhante a σ_y pois esta tensão apresenta valores muito superiores às restantes tensões normais. Os resultados de Huerne são semelhantes embora o bolbo se desenvolva também debaixo do rolo, o que não se verifica na simulação realizada. Os valores máximos diferem de um factor médio de 2,6, próximo da diferença entre a força calculada por Huerne e a real.

Quanto à tensão desviatória q , esta fornece a informação sobre o afastamento do estado de tensão actual em cada ponto do estado de compressão normal puro, que também pode ser obtida da análise de τ_{xy} . Na zona imediatamente em frente do rolo existe um bolbo de tensões, que diminui com a distância à superfície e que se estende por toda a espessura da camada ao contrário do que acontece com a variável p . A dimensão da superfície superior dos bolbos de tensões é muito semelhante ao contrário do que acontece com σ_x . Na simulação “S_fk” existe um decréscimo mais acentuado em altura. Comparativamente aos resultados de Huerne, as mesmas conclusões da variável p sobre a variação na assembleia são válidas enquanto os valores máximos das duas metodologias são mais próximos para esta variável.

Por último para a variável q/p verificam-se valores entre 2 e 5 nas zonas debaixo do rolo e imediatamente em frente deste. Existem algumas zonas com valores superiores a 6, atrás do rolo, mas pequenas comparativamente à assembleia em termos gerais. A distribuição na assembleia é também semelhante nas duas simulações, com a excepção de uma área na zona intermédia e à frente do rolo em que os valores são elevados e de sinal contrário. Os valores obtidos são bastante superiores aos apresentados por Huerne, 0,5 a 2,5. Valores mais elevados do rácio indicam uma maior tendência para deformações por corte, o que se segundo Huerne não melhora a compactação podendo mesmo dar origem a problemas tais como fendilhamento superficial. Ainda segundo este autor os valores também não devem ser muito baixos pois desta forma são necessárias maiores tensões de compressão para continuar a compactação. Não se conhecem no entanto quais os valores durante o processo de compactação real.

Na Figura 5.76 ilustra-se a velocidade das partículas no mesmo momento em que se mediram as tensões apresentadas na Figura 5.74. As velocidades das partículas num dado momento podem dar informações sobre as movimentações das partículas e as forças de contacto pois quando existem movimentos rápidos são geradas forças de contacto elevadas, pelo menos em condições de pouca mobilidade potencial das partículas. Na figura, o traço vertical na parte superior indica a posição horizontal do eixo do rolo e a magnitude da velocidade de cada partícula é proporcional à dimensão da seta posicionada no centro de cada partícula. Em termos gerais existe correspondência entre as zonas com maior velocidade das partículas com as zonas de tensões mais elevadas. Na zona em frente ao centro do rolo situa-se a maior parte da área de contacto mistura-rolo e logo também maior concentração de partículas com velocidade elevada. Nesta zona a velocidade é preferencialmente vertical descendente e logo também as tensões normais segundo o eixo Y em compressão. A velocidade das partículas diminui com a altura e no terço inferior nota-se a mudança da direcção vertical da velocidade para a direcção quase horizontal, no sentido do afastamento em relação à vertical da zona comprimida. Na zona em frente e atrás da zona de compressão forte, a velocidade das partículas é quase horizontal, com sentidos opostos e maiores magnitudes para a primeira. Esta situação é bem identificada na variação de σ_x na assembleia. Na parte superior, atrás do rolo a velocidade das partículas é vertical e ascendente que se traduz pela recuperação elástica da deformação imposta pelo rolo na zona. O contacto do rolo impede esses movimentos na área em que a magnitude é maior. Já à frente do rolo, fora da zona de contacto, os movimentos verticais ascendentes traduzem-se por uma descompactação da mistura, indicada por diversos autores e referida no Capítulo 2. Em suma os movimentos obtidos na simulação assemelham-se aos previstos.

Verifica-se que o modelo adoptado para a superfície é adequado. As partículas mantêm-se unidas mas acompanham a deformação imposta pelo rolo, traduzindo correctamente as alterações da altura da assembleia no tempo e no espaço.

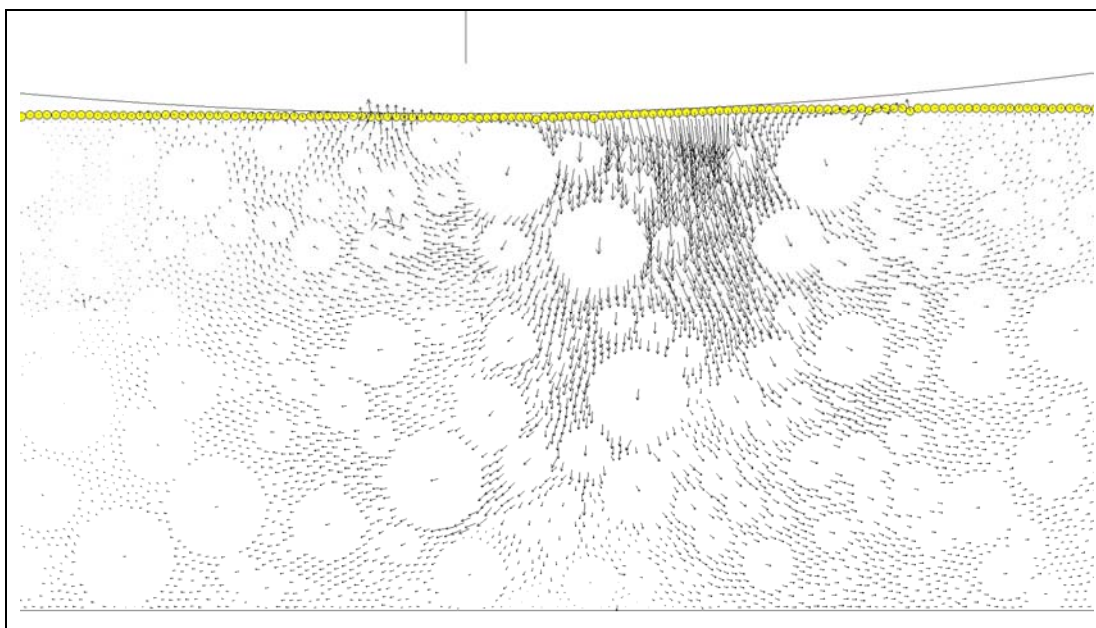


Figura 5.76 – Movimentos das partículas induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “S_fk”

Ainda relativamente à análise das tensões impostas pelo rolo na assembleia, é apresentada na Figura 5.77 a evolução das tensões p , q e q/p durante a passagem analisada anteriormente (P3R1) para as simulações “S_fk” e “S_fk_cl”. Foram medidas as tensões no centro da assembleia para as quatro alturas, por ordem crescente H1, H2, H3 e H4. O resultado de ambas as simulações é comparado com os resultados apresentados por Huerne, Figura 5.63 e Figura 5.64.

A tensão média p apresenta uma evolução ao longo da passagem similar nas duas simulações e à apresentada por Huerne. Existe um aumento do valor máximo com o aumento da altura na camada. Os picos das tensões, em cada camada, acontecem precocemente à passagem do rolo nesse ponto e são mais concentrados para as camadas superiores. Em cada pico, a etapa de crescimento é mais lenta que a de decrescimento. Nos resultados de Huerne existe um desfasamento mais pronunciado dos picos da tensão nas três camadas. A diferença entre os valores máximos na camada mais próxima da superfície (H4), nas duas simulações, é da mesma ordem de grandeza da diferença na força de contacto quando o rolo se encontra a meio do percurso, situação analisada anteriormente com os mapas de tensões. Entre as duas camadas superiores (H3 e H4), nas simulações realizadas, existe uma diferença entre os valores máximos de 35% e 43% enquanto que para Huerne a diferença é inferior a 18%. Quanto à diferença entre os valores da camada superior (H4) e da inferior (H1) são de 68%, 69% e 50%, respectivamente, para “S_fk”, “S_fk_cl” e “S_H”. Estas diferenças são naturais pois a espessura da camada analisada por Huerne é menor. O estado de tensão da assembleia em pontos afastados do rolo é oposto nas simulações realizadas e em “S_H”. No primeiro caso a tensão é positiva, expansão, enquanto que no segundo caso a situação é oposta, compressão. Os valores são contudo baixos.

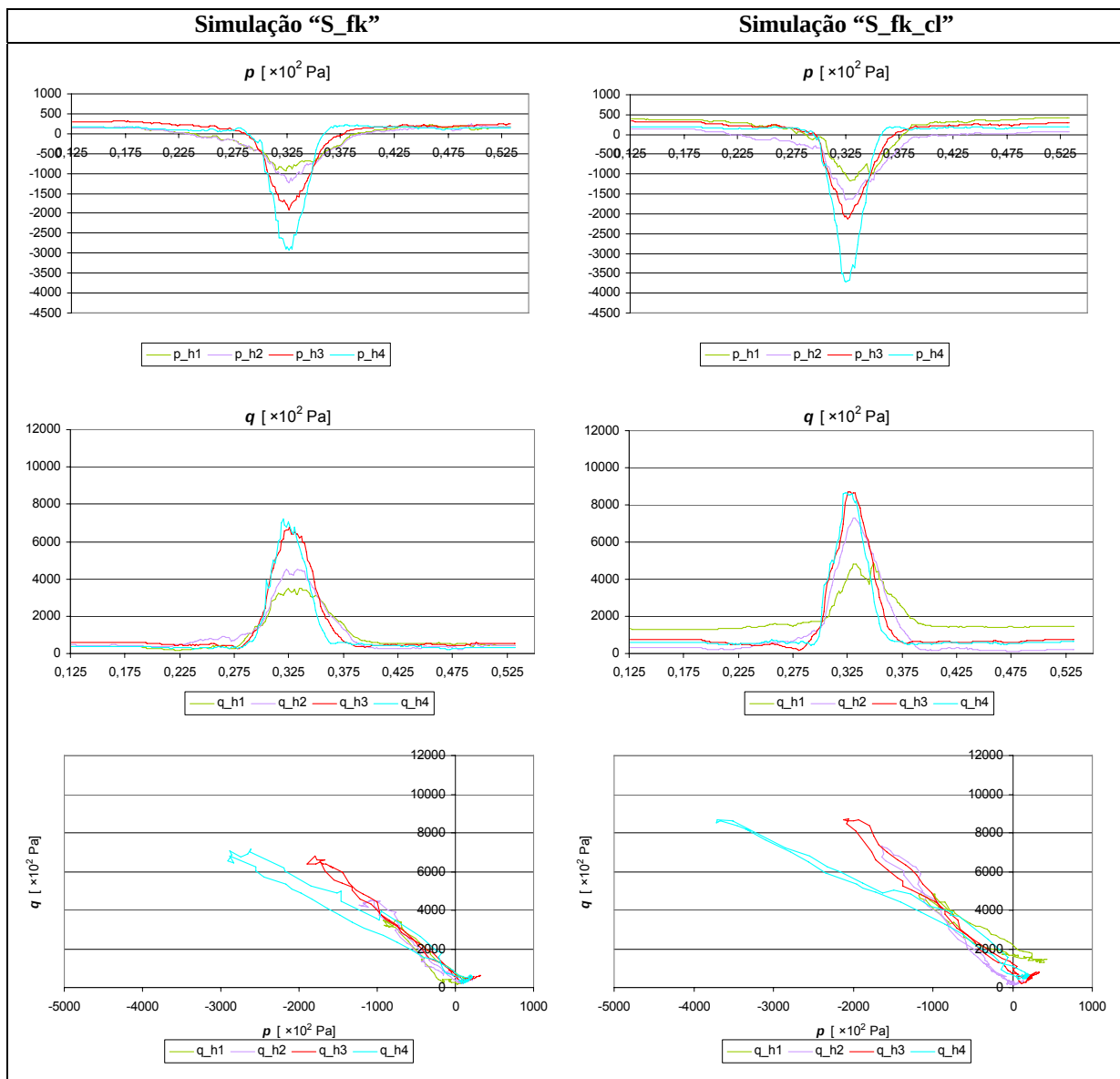


Figura 5.77 – Variação das tensões p , q e q/p , induzidas pelo rolo durante a passagem P3R1, na simulação “S_fk” e “S_fk_cl”

Em concordância com o parâmetro anterior a tensão desviatória q também apresenta uma evolução ao longo da passagem similar nas duas simulações e nos resultados apresentados por Huerne. Nas duas simulações entre as duas camadas superiores a diferença dos valores é quase nula enquanto que Huerne apresenta uma diferença de 10%. Entre as camadas superior e inferior a diferença é de 51% e 44% enquanto em “S_H” é 40%. Os picos apresentam etapas de crescimento e decrescimento semelhantes embora com maior evidência de um desfaseamento temporal, primeiro os das camadas superiores, do que nos resultados de Huerne. A camada inferior em “S_fk_cl” apresenta um valor em repouso alto quando comparado com as outras camadas da mesma simulação ou de “S_fk” e “S_H”.

Por fim, o rácio q/p apresenta as maiores divergências de acordo com o indicado anteriormente. Os valores em “S_H” variam pouco, geralmente entre 1 e 2, enquanto nas duas simulações realizadas variam entre 2,5 e 5, crescendo o valor com a descida da altura na camada. Nas duas simulações a camada superior apresenta os valores mais baixos e maior diferença relativamente à camada seguinte. Entre as restantes três camadas a

diferença dos valores não é significativa. Quanto à forma da trajectória das tensões é semelhante nas três simulações, tal como se esperava pois também o era a evolução de p e q isoladamente.

Na Figura 5.78 é apresentada a evolução das tensões p , q e q/p durante as passagens P2R1 e P4R1 da simulação “S_fk”. As três passagens (P2R1, P3R1, P4R1) são comparadas de modo a analisar qual a influência do número de passagens acumuladas na evolução dos parâmetros do estado de tensão.

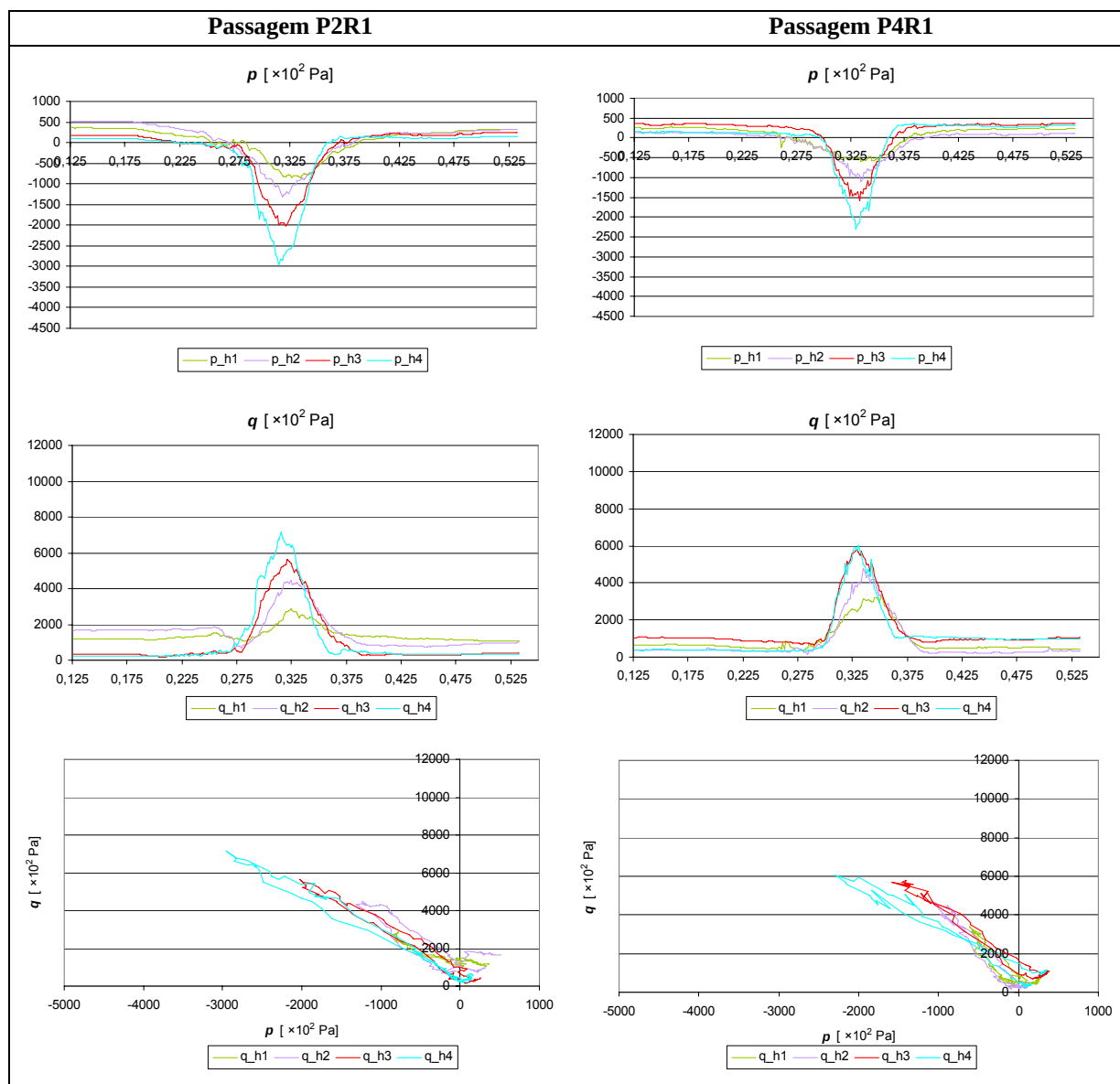


Figura 5.78 – Variação das tensões p , q e q/p , induzidas pelo rolo durante as passagens P2R1 e P4R1, na simulação “S_fk”

A análise dos gráficos permite indicar relativamente à tensão média p que as diferenças entre camadas se mantêm praticamente constantes, com valores próximos de 32%, 55% e 71%, da camada superior para as inferiores. As diferenças de valor absoluto estão relacionadas com a força atingida em cada passagem. Os picos tornam-se mais concentrados com o número de passagens acumuladas que está relacionado com a deformação total imposta pelo rolo diminuir com o número de passagens, tal como foi referido anteriormente.

Quanto à tensão desviatória q existe maior variabilidade com o número de passagens acumuladas. Entre a passagem 2 e a passagem 3 a diferença entre os máximos das camadas superiores extingue-se enquanto entre a 3ª e a 4ª passagem diminui a diferença entre as 2 camadas inferiores. A sequência temporal dos picos das camadas é bem identificada na 2ª passagem ao contrário das restantes. Na 2ª passagem os valores em repouso das camadas inferiores são inesperadamente elevados.

Relativamente ao rácio q/p a configuração geral é muito semelhante nas três passagens, havendo um aumento do rácio nas várias camadas com o incremento do número de passagens acumuladas.

Análise da influência do coeficiente de atrito rolo-superfície

Nas simulações descritas considerou-se nulo o ângulo de atrito entre o rolo e as partículas da superfície da assembleia. Na realidade deverá existir um atrito mínimo no contacto das duas superfícies. Com o objectivo de analisar a influência deste factor decidiu-se repetir a simulação “S_fk” considerando um coeficiente de atrito de 0,5 e 1,0. Da Figura 5.79 à Figura 5.82 descrevem-se os resultados da simulação com coeficiente (0,5), “S_fk_0,5” e da Figura 5.83 à Figura 5.86 descrevem-se os resultados da simulação com coeficiente (1,0), “S_fk_1,0”.

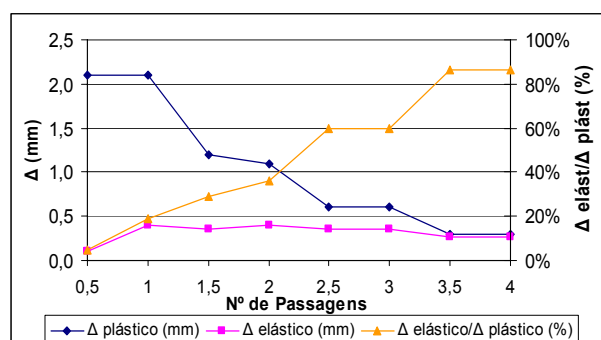


Figura 5.79 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk_0,5”

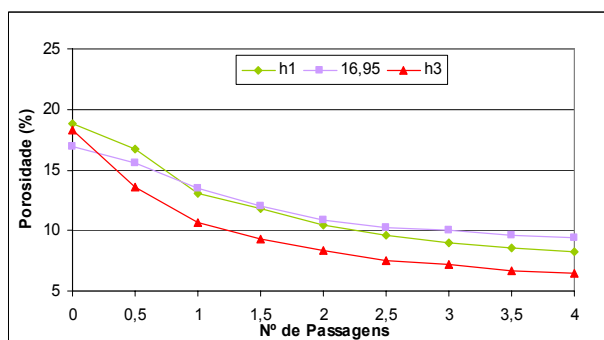


Figura 5.80 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_fk_0,5”

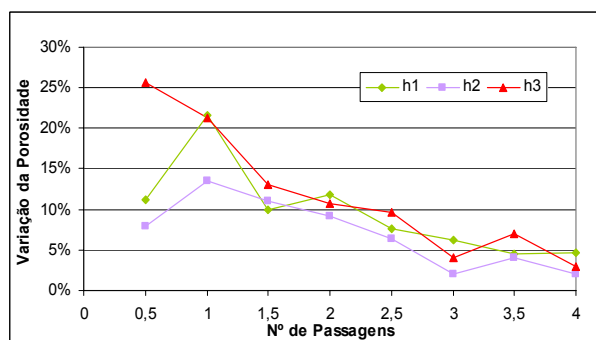


Figura 5.81 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_fk_0,5”

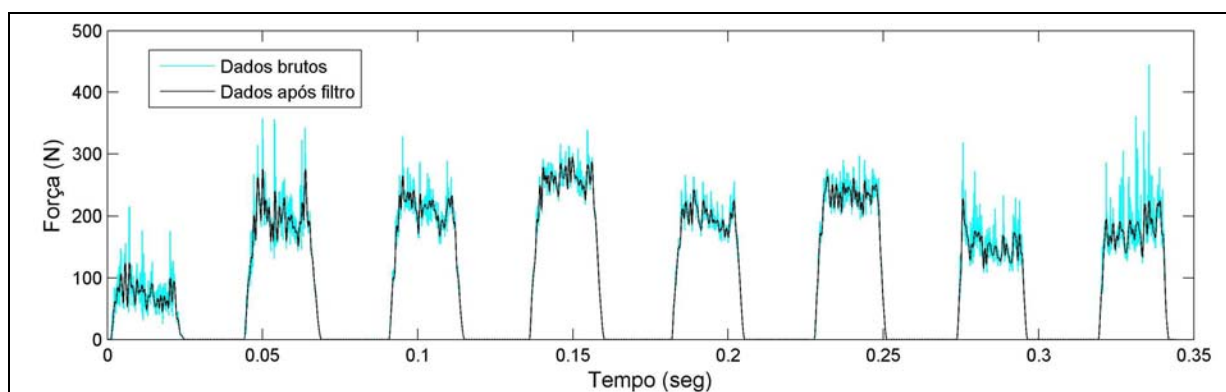


Figura 5.82 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk_0,5”

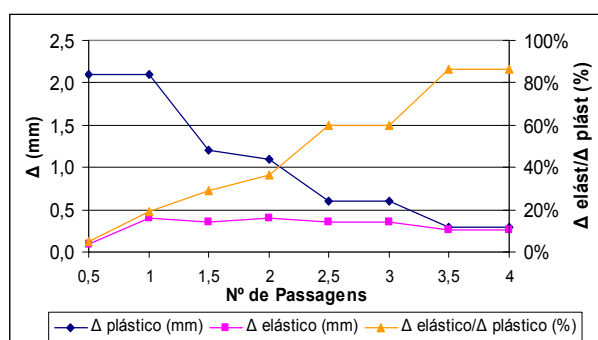


Figura 5.83 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk_1,0”

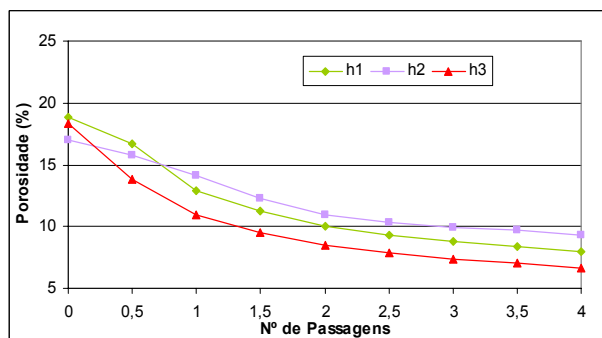


Figura 5.84 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “S_fk_1,0”

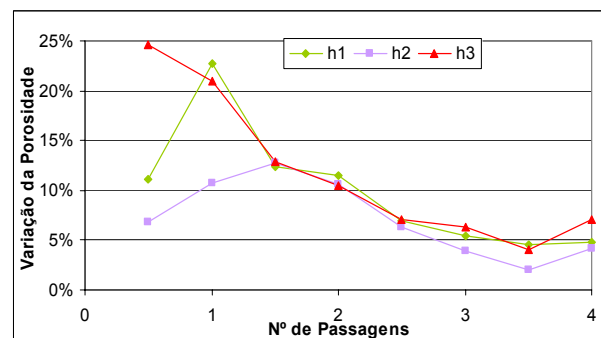


Figura 5.85 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “S_fk_1,0”

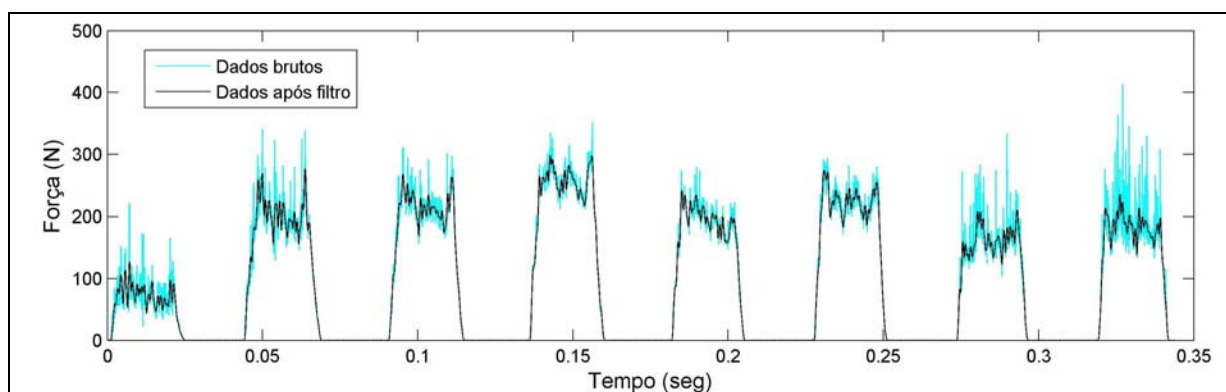


Figura 5.86 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk_1,0”

O aumento do coeficiente de atrito rolo-superfície de 0 para 0,5, em “S_fk_0,5”, e de 0,5 para 1,0, em “S_fk_1,0”, apresenta uma influência quase nula. As deformações elásticas são iguais nas três simulações. A porosidade apresenta um decréscimo muito semelhante bem como a variação entre passagens. A força nas passagens é sempre muito próxima em todas as passagens nas três simulações. Conclui-se que o coeficiente de atrito rolo-superfície não é determinante na modelação numérica do cilindramento.

5.3.4 Simulação da compactação em modo vibratório

Após o desenvolvimento das simulações da compactação em modo “estático”, com resultados satisfatórios, realizou-se de seguida as simulações da compactação com o cilindro de rasto liso em modo vibratório. Além dos dados relativos à variação da espessura da camada com o número de passagens, Tabela 5.19, foram utilizados os dados registados da vibração do rolo no trecho experimental, Tabela 5.18.

Na descrição das medições das acelerações foi indicado que se observaram quatro zonas de comportamento distinto. No entanto concluiu-se que as zonas 1 e 3, e as zonas 2 e 4 podem ser consideradas equivalentes. Não foi possível localizar as zonas 1, 2 e 3 no trecho de ensaio, enquanto a zona 4 está fora da área de análise. Para a modelação foi necessário seleccionar uma única zona como representativa, tendo-se optado pela zona 3 por ser a que ocupa mais tempo de medições. A implementação, no PFC2D, do movimento vibratório no rolo foi executada através da imposição da velocidade vertical do rolo. A velocidade vertical do rolo é em cada momento a seguinte, por integração de (5.6):

$$\dot{x} = -2 \left[\frac{A_0}{w_0} \sin(w_0 t) + \frac{A_1}{w_1} \sin(w_1 t + \varphi_1) + \frac{A_2}{w_2} \sin(w_2 t + \varphi_2) \right] \quad (5.20)$$

Passagem	A ₀ (-)	A ₁ (-)	A ₂ (-)	F ₀ (Hz)	φ ₁ (°)	φ ₂ (°)	x ⁺ (mm)	x ⁻ (mm)
1	28,420	2,213	0,830	53,04	152,89	170,78	0,5233	0,5042
2	30,219	2,767	0,419	55,59	154,88	202,79	0,5061	0,4869
3	30,152	3,235	0,450	55,50	167,44	198,90	0,5031	0,4916
4	30,085	3,703	0,481	55,40	180,00	195,00	0,4984	0,4983

Tabela 5.28 – Dados das acelerações durante as primeiras 4 passagens do compactador

Na Tabela 5.28 são indicados os dados utilizados na implementação da vibração no modelo numérico. Na passagem nº 3 não houve registo de dados por erro, tal como referido em 5.2.4.3, tendo-se utilizado a média dos valores das passagens nº 2 e 4. A posição vertical média do eixo do rolo durante a passagem foi determinada considerando que ao ponto de máximo deslocamento vertical da vibração (x⁻) corresponde a máxima deformação (soma das componentes plástica e elástica da compactação). A velocidade horizontal de translação foi mantida em 15 m/s. Os parâmetros do modelo de contacto utilizados são os presentes na Tabela 5.24, já utilizados nas simulações da compactação em modo “estático”.

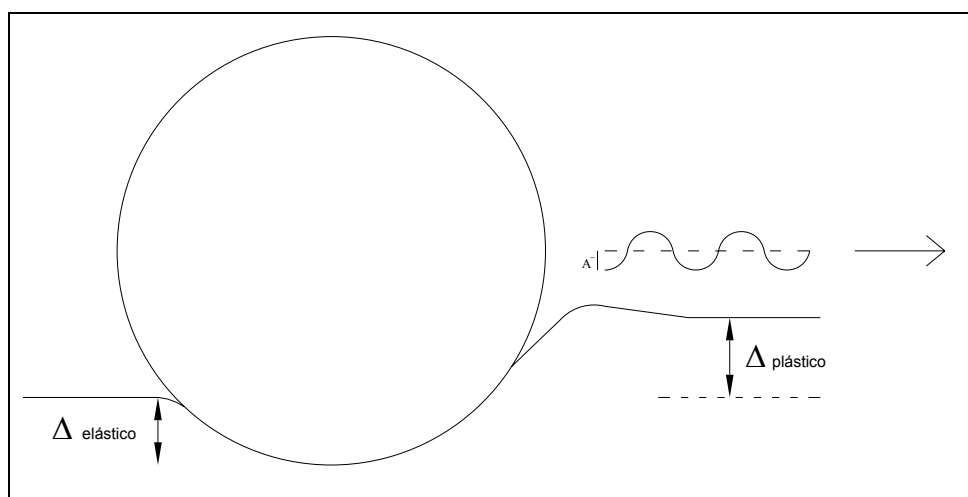


Figura 5.87 – Movimento vibratório do rolo e deformações impostas durante o cilindramento

Ao contrário do modo de compactação “estático”, o cilindro quando actua em modo vibratório exerce uma força que não é constante. A força depende da vibração gerada pela massa excêntrica no interior do rolo (força centrífuga) e da interacção com o material a compactar. A força durante o teste experimental, para as quatro zonas, foi estimada com base nos dados da vibração registados e no valor do ângulo de fase entre a rotação da massa excêntrica e a vibração do rolo, estimado (120° a 140°) com base nas medições de Anderegg & Kaufmann (2004). Na Figura 5.25 é representada a variação da força de contacto durante um pequeno intervalo de tempo e na Figura 5.30 a variação da força máxima com número de passagens para as quatro zonas identificadas. No modelo numérico a força máxima de contacto (força determinada a dividir pela largura do rolo) deverá estar entre os 550 N e os 720 N, respectivamente, 1ª passagem e ângulo de 140°, e 4ª passagem e ângulo de 120°. A força de contacto rolo-mistura betuminosa estimada durante o trecho nº 2 (modo vibratório) é 2,5 a 3,3 vezes superior à do trecho nº 1 (modo “estático”).

Uma vez que a altura da assembleia representativa do modo vibratório é menor que a utilizada no modo “estático”, verificada após extracção dos carotes do trecho experimental, houve necessidade de redimensionar os círculos de medição na camada superior. Assim na medição das tensões (assembleia total), Figura 5.88, o diâmetro dos círculos da camada superior foi reduzido para 10 mm (restantes camadas 15 mm) e na medição da porosidade (zona central), Figura 5.89, o diâmetro dos círculos da camada superior foi reduzido para 15 mm (restantes camadas 19 mm).

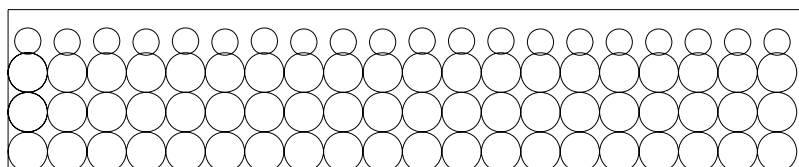


Figura 5.88 – Representação dos círculos de medição das tensões na assembleia

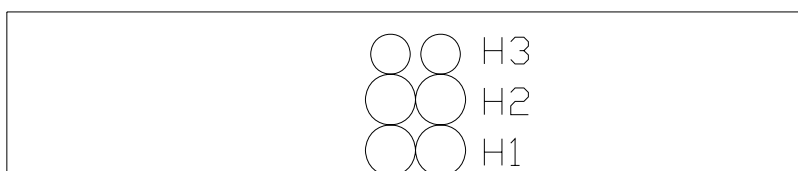


Figura 5.89 – Representação dos círculos de medição da porosidade na zona central da assembleia

A primeira simulação não inclui nenhuma das medidas implementadas anteriormente para endurecer a assembleia com o aumento da compactação. Como não se conhecia o comportamento da assembleia perante uma carga dinâmica, modo vibratório, decidiu-se testar primeiro utilizando o modelo base da assembleia. A simulação do modo “estático” também é dinâmica, no entanto o rolo não apresenta um movimento vertical sinusoidal ao contrário do modo vibratório. Foi simulada a compactação em modo vibratório nas mesmas condições da simulação “S_base”, compactação em modo “estático”, nomeadamente os mesmos valores do modelo de contacto de Burgers apresentados na Tabela 5.24. Da Figura 5.90 à Figura 5.95 são apresentados os resultados da simulação “SV_base1”, nomeadamente a variação da força de contacto, da espessura da camada, da deformação plástica e elástica, da porosidade e da variação da porosidade, com o número de passagens acumuladas.

Tal como nas simulações do modo “estático”, os valores da deformação elástica foram ajustados de modo a obter uma redução da espessura da camada (deformações plásticas) tal como medida em campo, e descrita pela expressão (5.4).

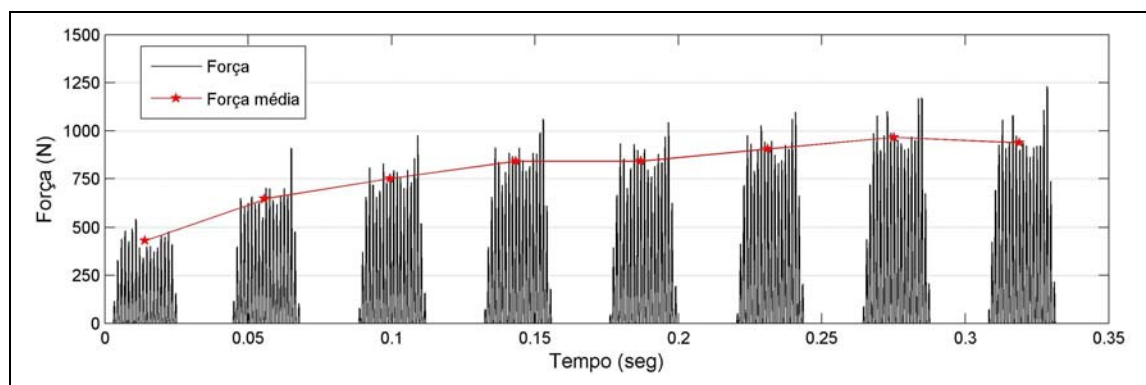


Figura 5.90 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_base1”

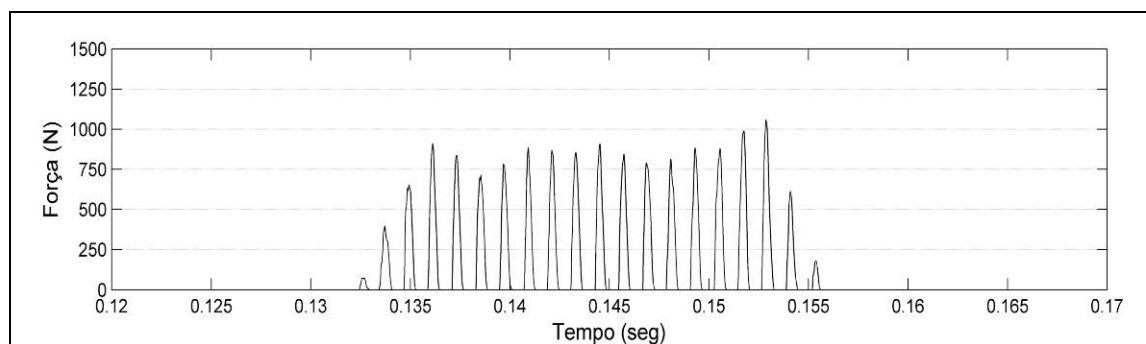


Figura 5.91 – Força de contacto durante a quarta passagem do rolo – “SV_base1”

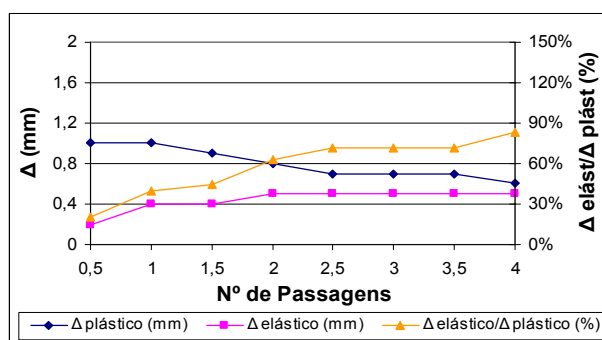


Figura 5.92 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_base1”

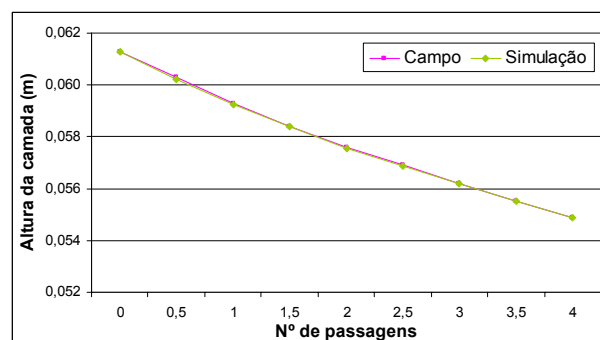


Figura 5.93 – Redução da espessura da camada especificada e obtida na simulação – “SV_base1”

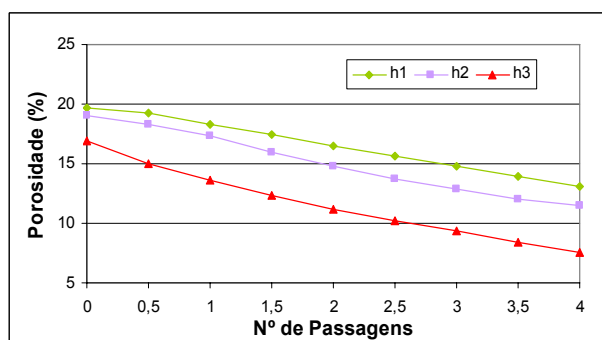


Figura 5.94 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “SV_base1”

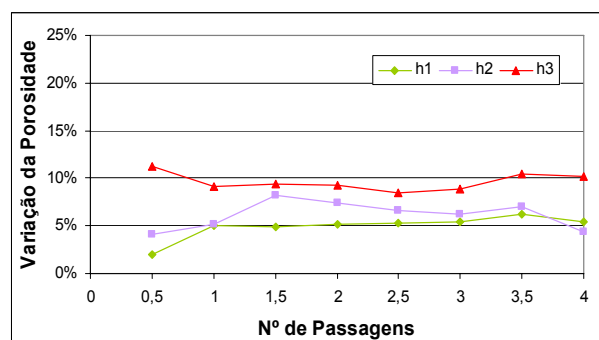


Figura 5.95 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “SV_base1”

Na Figura 5.91 é representada a evolução na força numa passagem. Verifica-se que o rolo actua em modo de “elevação parcial” pois em cada período de vibração a força é nula durante um determinado espaço, ou seja não existe contacto entre o rolo e a assembleia durante esse intervalo de tempo. Este comportamento está de acordo com o registado no trecho experimental, em todas as passagens. No cálculo da força máxima média em cada passagem excluíram-se os valores dos primeiros e dos últimos 3 “picos” de força, em média 20 “picos” por passagem, por se considerar serem valores influenciados pelo início e fim do carregamento na assembleia. A assembleia está limitada lateralmente por paredes de elevada rigidez, que condiciona o comportamento no início e fim da passagem.

Relativamente à força de contacto rolo-assembleia, em termos globais, ilustrada na Figura 5.90, os resultados obtidos são diferentes do previsto. Em primeiro lugar existe um crescimento quase contínuo da força com o número de passagens e em segundo a força máxima é mais elevada que a estimada. A força estimada a partir das medições no trecho experimental, Figura 5.30, cresce entre a 1ª a 2ª passagem, mantendo-se quase constante a partir desse ponto. De acordo com a experiência acumulada na modelação da compactação em modo “estático” deveria haver uma redução progressiva da força com o número de passagens devido aos factores anteriormente enunciados. Como na estimação da força de contacto houve necessidade de extrapolar o valor do ângulo de fase, não medido, a sua potencial variação tem influência no valor da força estimada. Para um valor de 90° a força máxima ascende a cerca de 150 kN, que corresponde no modelo numérico a 890 N. A sua influência actua principalmente no valor da força máxima pois não é previsível que exista uma grande variação do valor do ângulo com o número de passagens efectuadas.

O factor com mais influência sobre a tendência da força ao longo das quatro passagens é a variação da espessura da camada/evolução da compactação. Anteriormente referiu-se que a evolução da compactação registada no trecho experimental nº 2 – modo vibratório foi diferente da prevista. Existe um crescimento quase constante da compactação, quando era expectável que houvesse um crescimento rápido no início e lento no final. As regressões apresentadas no Capítulo 3 para a compactação em todos os modos de compactação apresentam uma configuração geral bastante diferente da registada no modo vibração no trecho experimental. Dada a avaria do gamadensímetro antes da execução do trecho, a evolução da compactação foi determinada apenas com base nas medições da espessura efectuadas com o nível de precisão. Não é de excluir um erro de medição durante a execução dos ensaios.

Na Figura 5.96 compara-se a evolução da compactação registada com nível e a estimada com a expressão (2.27), obtida experimentalmente e descrita em FGSV (2004), e cuja metodologia foi utilizada em 5.2.3 para o cálculo do número de passagens mínimas para a obtenção do grau de compactação de 97%.

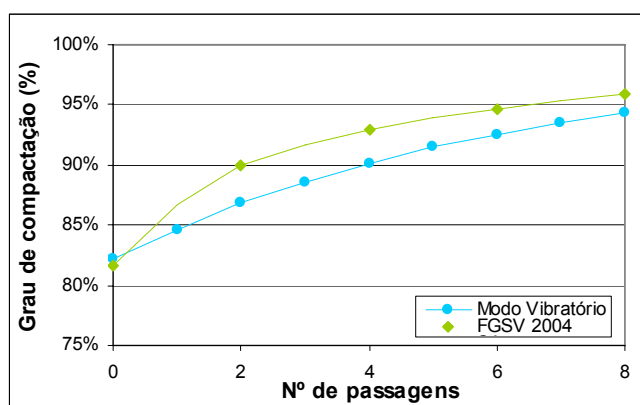


Figura 5.96 – Evolução da compactação registada e estimada com base em FGSV (2004)

Passagem	Gc (%)	H (mm)
0	81,7	61,3
1	86,7	57,8
2	90,0	55,7
3	91,7	54,6
4	92,9	53,9
5	93,9	53,3
6	94,6	52,9
7	95,4	52,5
8	95,9	52,2

Tabela 5.29 – Evolução da compactação/redução da espessura na camada estimada por FGSV (2004)

Na Figura 5.97 e na Figura 5.98 são representados a variação da porosidade e VMA medido no trecho experimental (“estático”), estimado (vibratório) e apresentado por Huerne (2004), já descrito em 5.3.3.3.

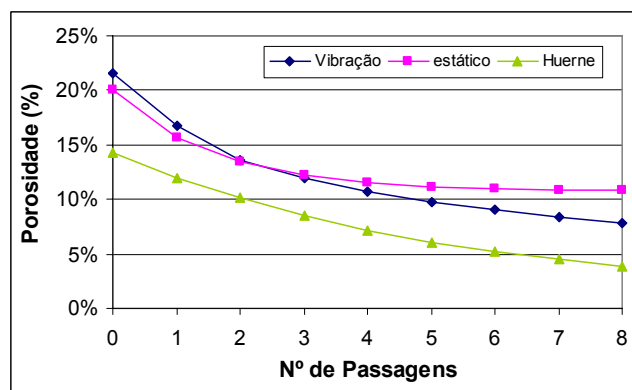


Figura 5.97 – Variação da porosidade nos modos “estático” (medida), vibração (estimada) e por Huerne

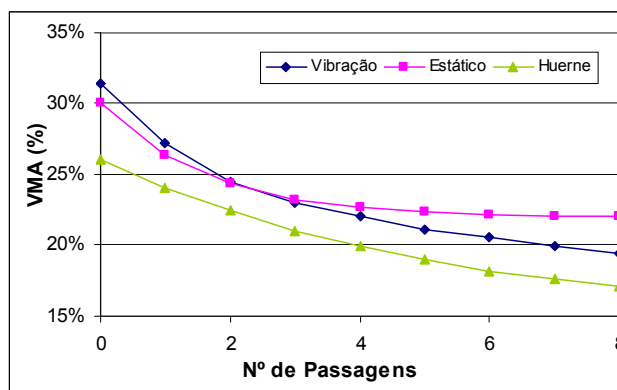


Figura 5.98 – Variação de VMA nos modos “estático” (medida), vibração (estimada) e por Huerne

O modelo de regressão de FGSV (2004) estima uma compactação inicial mais acentuada (duas primeiras passagens) e mais suave nas restantes. O valor do grau de compactação estimado (95,9%) está próximo do medido nos carotes extraídos do trecho experimental (95,0%). Assim decidiu-se testar a utilização dos dados estimados na modelação da compactação em obra. Na Tabela 5.30 é apresentada a nova redução da espessura imposta em cada passagem do rolo, de acordo com os dados estimados. Foram utilizados os dados da vibração medidos no trecho experimental, Tabela 5.28. Os restantes parâmetros utilizados são iguais aos da simulação anterior “SV_base1”. Resumidamente, na simulação apenas se altera a redução de espessura (deformação plástica). Da Figura 5.99 à Figura 5.103 são apresentados os resultados da simulação “SV_base2”, nomeadamente a variação da força de contacto, da espessura da camada, da deformação plástica e elástica, da porosidade e da variação da porosidade, com o número de passagens acumuladas.

Compactação em Modo Vibratório				
Passagem	Rolo	H (mm)	ΔH (mm)	ΔH (mm)
0		61,3		
1	1	57,8	3,5	1,8
	2			1,7
2	1	55,7	2,1	1,1
	2			1,0
3	1	54,6	1,1	0,6
	2			0,5
4	1	53,9	0,7	0,4
	2			0,3

Tabela 5.30 – Redução da espessura da camada adoptada na simulação numérica, com a passagem de cada rolo durante as primeiras quatro passagens do compactador no modo vibratório, com evolução estimada a partir de FGSV (2004)

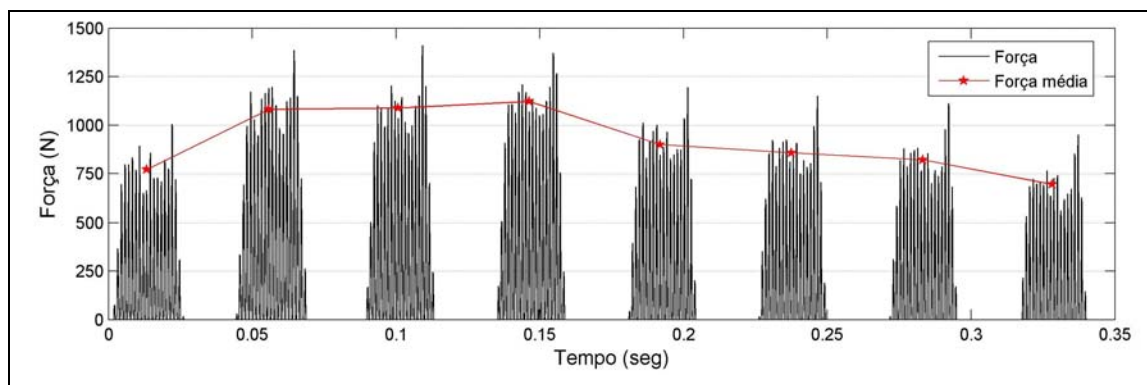


Figura 5.99 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_base2”

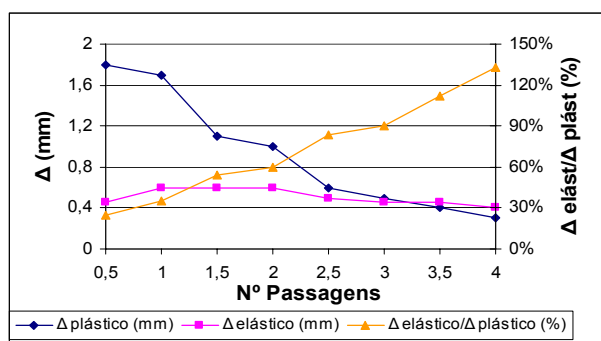


Figura 5.100 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_base2”

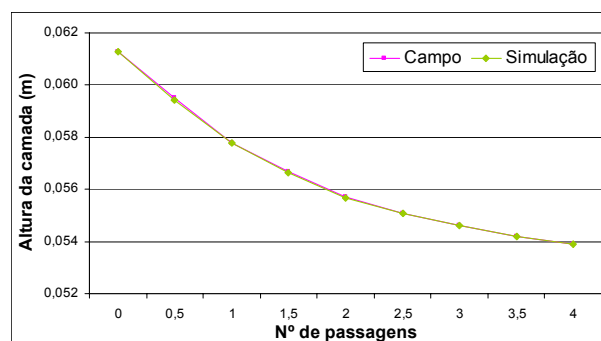


Figura 5.101 – Redução da espessura da camada especificada e obtida na simulação – “SV_base2”

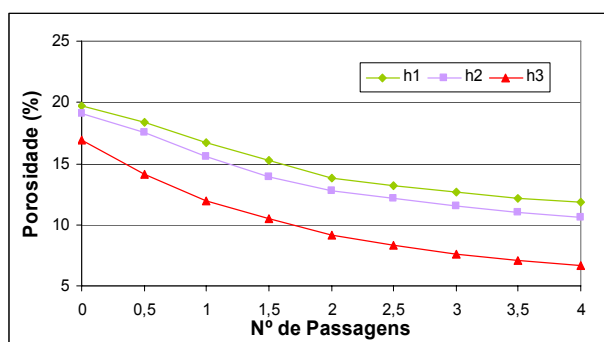


Figura 5.102 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “SV_base2”

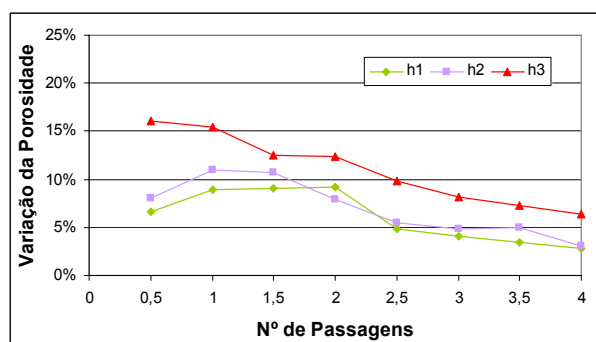


Figura 5.103 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “SV_base2”

Verifica-se ser possível obter com uma redução de espessura similar à pretendida com as mesmas características da simulação anterior. A força de contacto apresenta uma configuração geral similar à esperada, com um valor médio constante nas primeiras passagens (excepção à primeira) e depois uma redução progressiva. A redução, de acordo com o justificado para as simulações da compactação em modo “estático”, acredita-se estar relacionada com o comportamento do filme de betume, a estrutura mineral que se forma no mastique, o modelo de Burgers e a variação da temperatura. O valor máximo aumenta relativamente à simulação anterior, afastando-se ligeiramente mais dos valores estimados. Existe um crescimento contínuo do rácio entre a deformação elástica e plástica, obtendo-se valores superiores aos das simulações da compactação estática e da simulação anterior “SV_base1”. A variação da porosidade apresenta uma variação plausível.

Concluindo, os dados registados da variação da espessura no trecho 2 – modo vibratório não são lógicos e por isso nas simulações numéricas seguintes são utilizados os dados estimados a partir de FGSV (2004), apresentados na Tabela 5.30.

Para aproximar o comportamento da assembleia numérica ao do material real (estimado) foram implementadas duas das técnicas de endurecimento já utilizadas na simulação da compactação em modo “estático”, com o objectivo de aumentar a resistência da assembleia com o progresso da deformação/nº de passagens. Dados os resultados menos favoráveis da aplicação isolada da técnica de aglomeração de partículas de mastique em CLUMPS na simulação do modo “estático”, “S_clump”, esta não foi implementada. Assim testou-se primeiro a aplicação isolada do factor de rigidez (F_k) ao valor do módulo de rigidez KI do elemento Maxwell do modelo de Burgers nos contactos, de forma similar à simulação “S_fk”, e em segundo lugar a aplicação em conjunto da técnica anterior e da aglomeração de partículas com deformações elevadas em CLUMPS, de forma similar à simulação “S_fk_cl”.

Os resultados da simulação do modo vibratório com utilização da primeira técnica descrita, designada por “SV_fk”, são apresentados da Figura 5.104 à Figura 5.107. Os critérios de implementação do factor de rigidez aos contactos são descritos na Tabela 5.31.

		Contactos	
Passagens	Rolo	mastique-mastique $F_k = F_0 + F_1 \times A_R$ $A_{\min} = 1,14$	mastique-agregado
1	1	$F_0=0,5 / F_1=0,5$ $\Delta A_{\min} = 0,05$	$F_k = 1,10$ $A_{\min} = 1,20$
	2		
2	1		
	2		
3	1	$F_0=5,0 / F_1=1,0$ $\Delta A_{\min} = 0,02$	
	2		
4	1		
	2		

Tabela 5.31 – Critérios para implementação da técnica de endurecimento durante a simulação – “SV_fk”

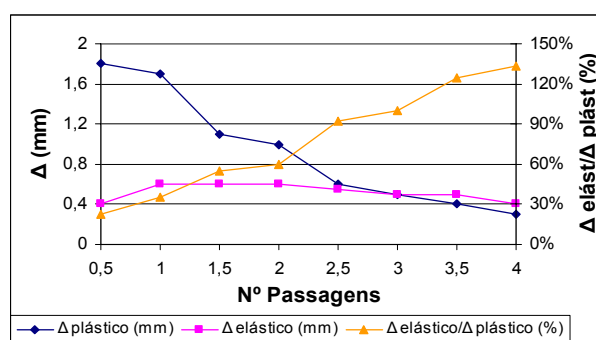


Figura 5.104 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk”

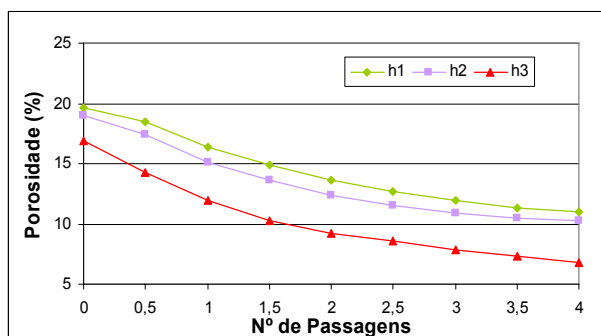


Figura 5.105 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “SV_fk”

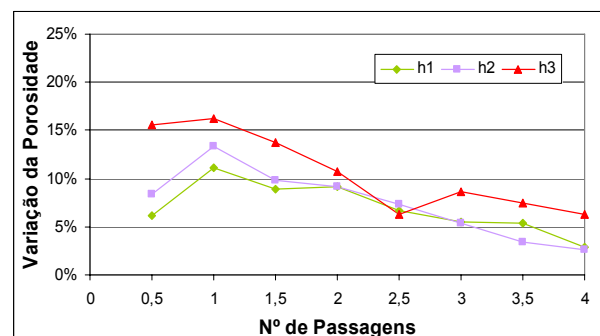


Figura 5.106 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “SV_fk”

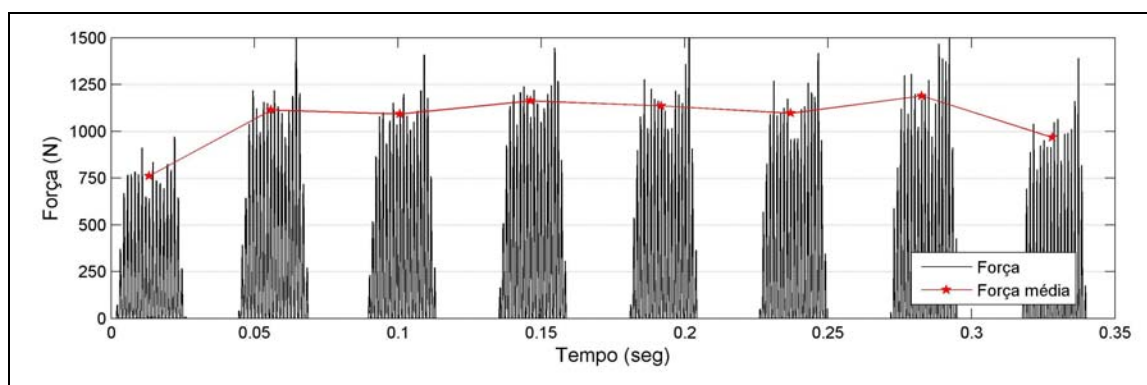


Figura 5.107 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk”

Os resultados da simulação com utilização da segunda técnica descrita, designada de “SV_fk_cl”, são

apresentados da Figura 5.108 à Figura 5.111. Os critérios de implementação do factor de rigidez aos contactos e da aglomeração das partículas de mastique em CLUMPS são descritos na Tabela 5.32.

		Endurecimento dos contactos		Formação de CLUMPS
Passagens	Rolo	mastique-mastique $F_k = F_0 + F_1 \times A_R \quad A_{\min} = 1,14$	mastique-agregado	Novo CLUMP (Max. 4 partículas)
1	1	$F_0=0,5 / F_1=0,5$ $\Delta A_{\min} = 0,05$	$F_k = 1,10$ $A_{\min} = 1,20$	2 contactos mast./mast. $OV_{\min} = 0,300 \text{ mm}$
	2			
2	1	$F_0=5,0 / F_1=1,0$ $\Delta A_{\min} = 0,02$		
	2			
3	1		2 contactos $OV_{\min} = 0,15 \text{ mm}$	
	2			
4	1			
	2			

Tabela 5.32 – Critérios para implementação da técnica de endurecimento durante a simulação – “SV_fk_cl”

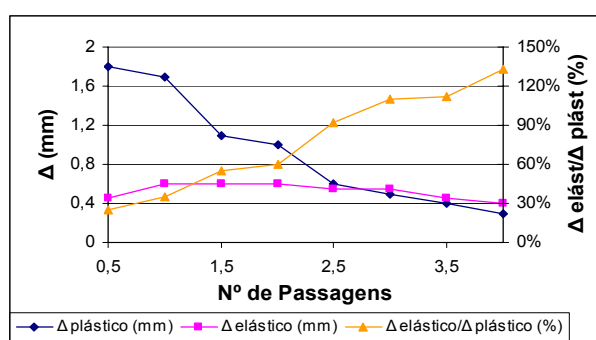


Figura 5.108 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl”

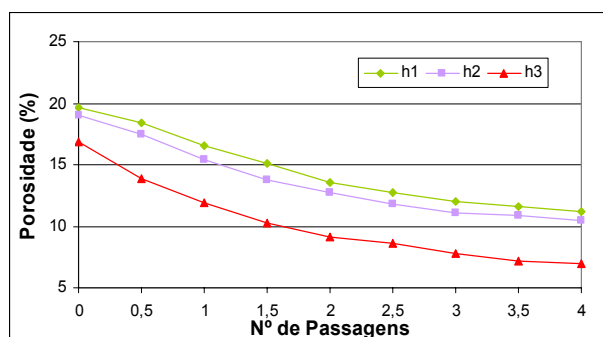


Figura 5.109 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “SV_fk_cl”

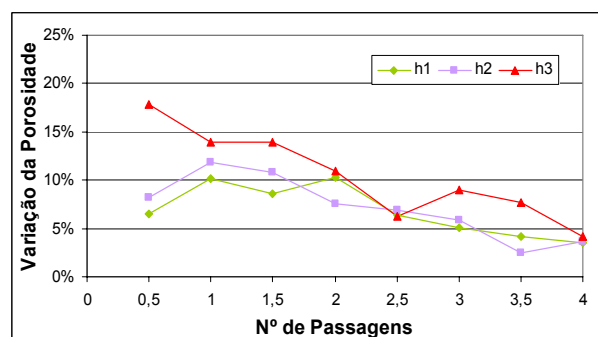


Figura 5.110 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “SV_fk_cl”

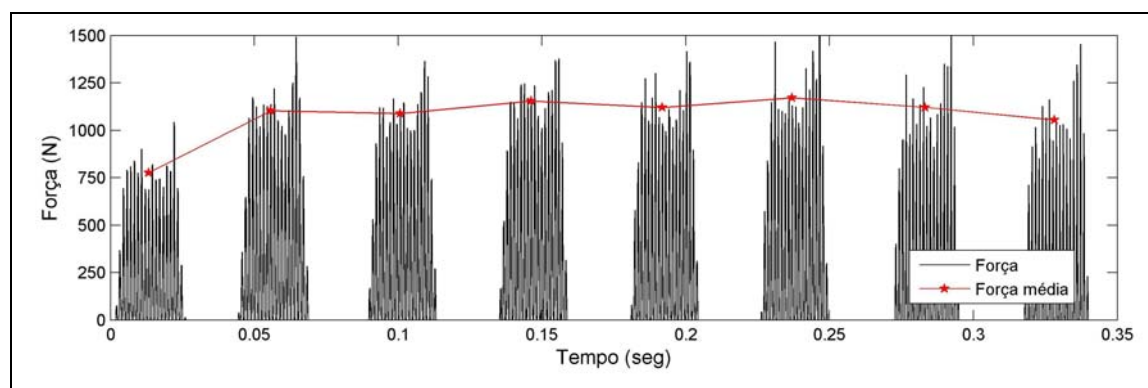


Figura 5.111 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl”

Na Figura 5.112 é comparada a evolução da força máxima média durante as 8 passagens do rolo nas três simulações realizadas. As duas técnicas desenvolvidas revelaram-se capazes de habilitar a assembleia de um comportamento próximo do pretendido, mais precisamente a constância da força máxima média em conjunto com a redução da espessura da camada de acordo com o especificado. A excepção, em todas as simulações, ocorre para a primeira passagem, tal como aconteceu nas simulações da compactação em modo “estático”, em que existe insuficiência de resistência à compactação imposta e logo a força de contacto é mais baixa. A simulação “SV_fk_cl” é a que apresenta menor variabilidade. O desvio padrão varia de forma reduzida ao longo das passagens e entre simulações de origem numérica.

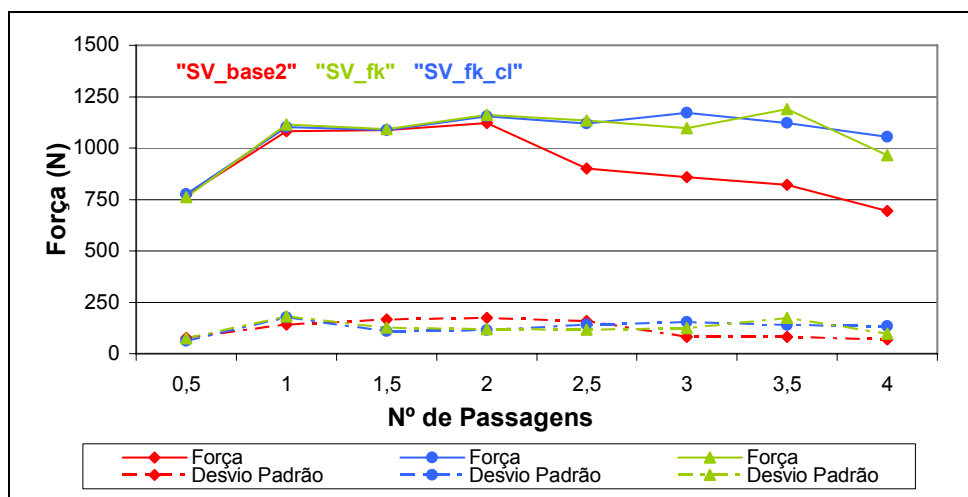


Figura 5.112 – Força de contacto máxima média em cada passagem do rolo nas simulações “SV_base2”, “SV_fk” e “SV_fk_cl”

Passagem	Estático - "S_base"		Vibração - "SV_base2"	
	Força = 220 N		Força = 1097 N	
	Força média (N)	Endurecimento (%)	Força média (N)	Endurecimento (%)
2,5	151	46	899	22
3	141	56	857	28
3,5	94	134	821	34
4	90	144	694	58

Tabela 5.33 – Critérios para implementação da técnica de endurecimento durante a simulação

Na Tabela 5.33 é comparado o endurecimento ocorrido na terceira e quarta passagem do cilindro (quarta a oitava do rolo) de modo a força de contacto média ser constante durante a maioria das passagens, excepção na primeira. O endurecimento é o rácio entre a força pretendida (220N ou 1097N) e a força média registada na passagem. No caso do modo vibração considerou-se como força de referência a força média das três passagens anteriores da simulação “SV_base2”. Verifica-se que perante a acção imposta, rolo estático ou rolo vibratório, a assembleia se comporta de maneira bastante distinta. Perante a acção dinâmica os valores do endurecimento são menores e variam menos entre as passagens analisadas.

Anteriormente foi referido que durante a compactação existe um aumento da resistência da mistura betuminosa que não é acompanhado pela assembleia numérica preparada e assumindo o modelo de Burgers como modelo padrão da maioria dos contactos. Os motivos são o comportamento do filme de betume, a

formação da estrutura mineral no mastique betuminoso, o próprio modelo de Burgers e a variação da temperatura. Uma vez que os últimos dois factores são semelhantes nas duas simulações pode concluir-se que o comportamento do filme de betume e a estrutura mineral que se forma agem de maneira diferente perante os dois tipos de acção.

Na Figura 5.113 compara-se a evolução da porosidade de referência e a obtida no modelo numérico. No modelo numérico optou-se por considerar a média das camadas H1 e H2, pois a camada H3 apresenta um comportamento bastante distinto das restantes em ambos os modelos. Para além da diferença do comportamento do filme de betume e da estrutura mineral no mastique perante os dois tipos de acções, analisando, qualitativamente, a variação da porosidade na assembleia numérica, verifica-se que existe uma diferença de comportamento apesar de ambas as assembleias apresentarem uma redução da espessura de acordo com o especificado. Nos dados de referência em todas as passagens o progresso da compactação é maior no modo vibratório que no “estático”, enquanto no modelo numérico a diferença de porosidade entre os modos aumenta até ao final da segunda passagem e depois reduz ligeiramente. Nenhuma das curvas numéricas apresenta uma variação igual à do modo respectivo. Conclui-se que a diferença de endurecimento deverá ser originada pela soma dos dois factores.

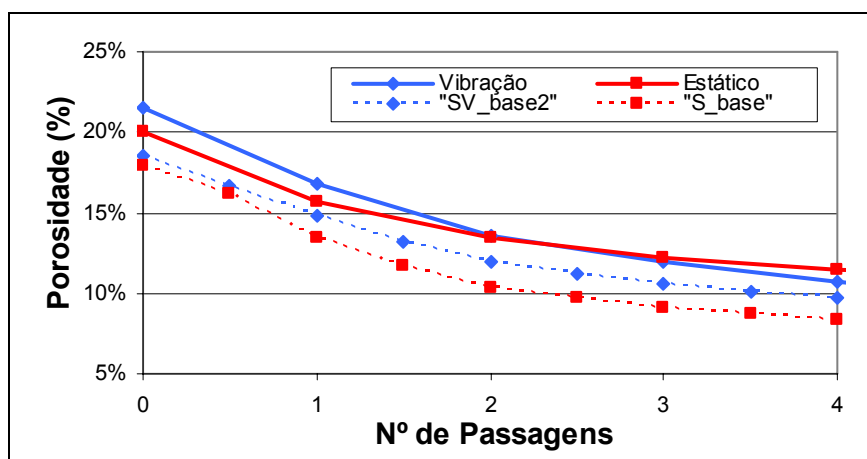


Figura 5.113 – Variação da porosidade no material e na assembleia numérica

No seguimento do ponto anterior, a Figura 5.102, a Figura 5.105 e a Figura 5.109 apresentam a variação dos valores absolutos da porosidade enquanto a Figura 5.103, a Figura 5.106 e a Figura 5.110 ilustram a variação da porosidade entre passagens. Nas figuras são apresentados os valores medidos em três camadas (H1, H2 e H3) a alturas crescentes. Ambos os parâmetros apresentam uma configuração geral bastante semelhante nas três simulações. A porosidade na camada superior é sempre bastante mais baixa que nas camadas inferiores, mantendo-se sempre o decrescimento da porosidade com a subida na assembleia. Entre as camadas inferiores a diferença não se altera ao longo das passagens enquanto a diferença para a camada superior aumenta. Quanto à variação da porosidade em cada passagem do rolo os valores das duas camadas inferiores são sempre muito próximos, com alternância relativa, enquanto na camada superior são geralmente maiores. Como seria previsível a variação diminui com o número de passagens existindo apenas um aumento nas primeiras duas passagens para as camadas inferiores, em concordância com o defendido por Huerne (2004)

segundo o qual a compactação é processo iterativo de médias sucessivas.

No seguimento da análise da variação da porosidade entre passagens é analisada a variação da porosidade durante as passagens, em três camadas. Na Figura 5.114, na Figura 5.115 e na Figura 5.116 são apresentadas a variação da porosidade nas passagens, respectivamente, P2R1, P3R1 e P4R1, da simulação “SV_fk”, para as três camadas de acordo com os círculos de medição ilustrados na Figura 5.89. Adicionalmente representa-se a altura da superfície da assembleia em três momentos distintos, isto é quando o rolo se encontra na posição X igual a 0,278 m, 0,329 m e 0,380 m.

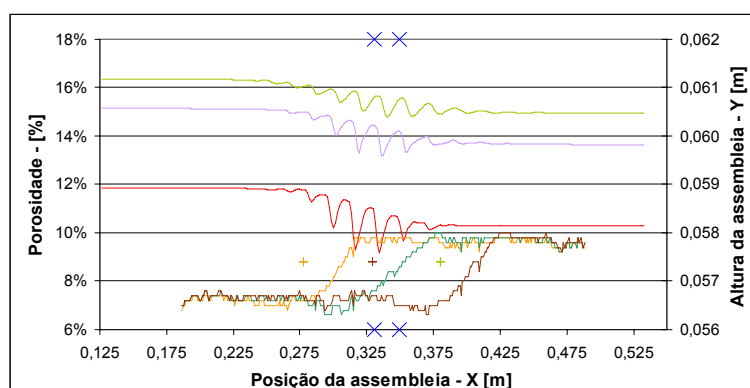


Figura 5.114 – Variação da porosidade durante a 2ª passagem 1º rolo (P2R1), simulação “SV_fk”

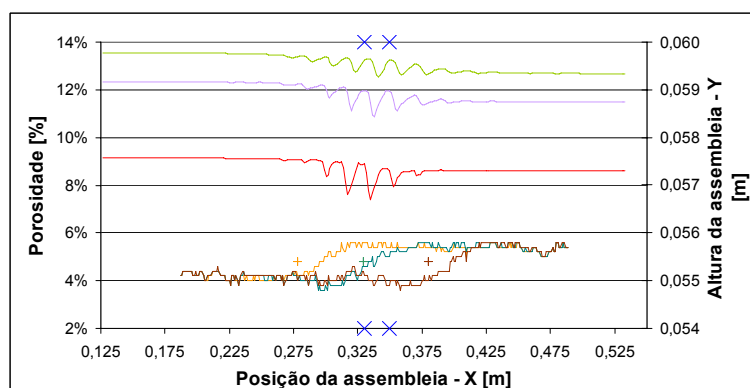


Figura 5.115 – Variação da porosidade durante a 3ª passagem 1º rolo (P3R1), simulação “SV_fk”

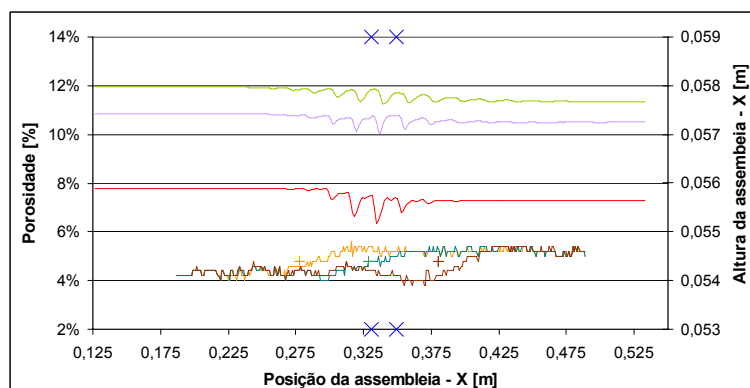
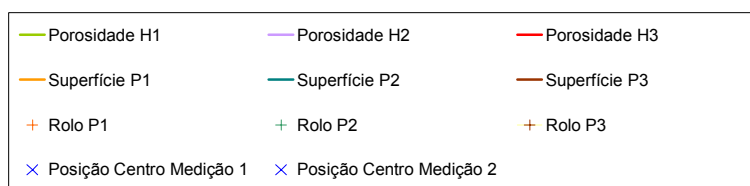


Figura 5.116 – Variação da porosidade durante a 4ª passagem 1º rolo (P4R1), simulação “SV_fk”



Legenda

Em termos gerais na simulação do modo vibratório, de acordo com o previsto e verificado nas simulações do modo “estático”, a variação da porosidade depende da camada compactada e da passagem realizada. As variações são maiores para a camada superior e nas primeiras passagens, decrescendo por ordem de camada e número de passagens acumuladas. Com a progressão da compactação a componente elástica da deformação aumenta relativamente à componente plástica, com redução da deformação total.

Ao contrário da variação suave da porosidade na compactação em modo “estático”, na compactação em modo vibratório a evolução da porosidade, para todas as camadas, apresenta uma variação sinusoidal que aumenta de amplitude com a aproximação do rolo ao ponto de análise e diminui com o seu afastamento. A amplitude de variação devido à vibração (elástica) é maior que a variação devido à passagem (plástica). O rolo impõe a deformação mais cedo para as camadas inferiores do que para as superiores. Tal como na simulação em modo “estático” a “bacia de deformação” da porosidade diminui com a subida da camada em análise. Assim também se distinguem mais ciclos da sinusóide para as camadas inferiores. A amplitude máxima ocorre em momentos diferentes consoante a camada em análise. Quanto maior a altura da camada mais cedo ocorre o mínimo da porosidade e apenas para a camada inferior coincide o mínimo com a passagem do rolo no ponto de análise. Esta situação também se verifica na evolução das tensões durante as passagens.

A diferença de porosidade entre a camada H1 e H2 diminui nas três passagens enquanto que entre H2 e H3 diminui entre P2R1 e P3R1 e aumenta entre as seguintes.

O terceiro elemento a analisar é a variação das deformações, componentes elástica e plástica, com o número de passagens. A Figura 5.100, a Figura 5.104 e a Figura 5.108 apresentam a variação dos valores absolutos e relativos das componentes elástica e plástica com o número de passagens nas simulações numéricas do modo vibratório realizadas. Em termos de valores absolutos, a deformação plástica varia entre 0,3 e 1,8 mm e a deformação elástica entre 0,4 e 0,6 mm. Existe uma pequena variação dos valores das duas componentes entre as passagens. Quanto aos valores relativos, o rácio entre a deformação elástica e plástica cresce continuamente entre a primeira e a última passagem. O valor final é igual nas três simulações, 133%. Comparativamente às simulações da compactação em modo “estático” realizadas os valores absolutos são menores mas os valores do rácio de deformações elástica e plástica são maiores e com muito menor variação entre simulações. Esta diferença está de acordo com o expectável devido à aplicação de cargas diferentes, uma estática e outra dinâmica, podendo concluir-se que a assembleia numérica modela adequadamente o problema.

Nas simulações do modo “estático” quando se utilizou a combinação do “factor fk” e a formação de CLUMPS, simulação “S_fk_cl”, existiu uma redução do rácio comparativamente à simulação “S_fk”, isto é a assembleia tornou-se menos elástica. Nas simulações do modo vibratório não verificou esta situação devido à formação de um muito menor número de CLUMPS, apenas 19, enquanto que em “S_fl_cl” se formaram

1252, que se relaciona com o menor endurecimento imposto.

O quarto ponto analisado são as tensões impostas na assembleia pelo rolo do cilindro. São apresentados mapas de σ_x , σ_y , τ_{xy} e dos parâmetros p , q e q/p descritores do estado de tensão segundo a teoria dos estados críticos em determinados momentos da compactação e a evolução de p , q e p/q ao longo de algumas passagens do rolo.

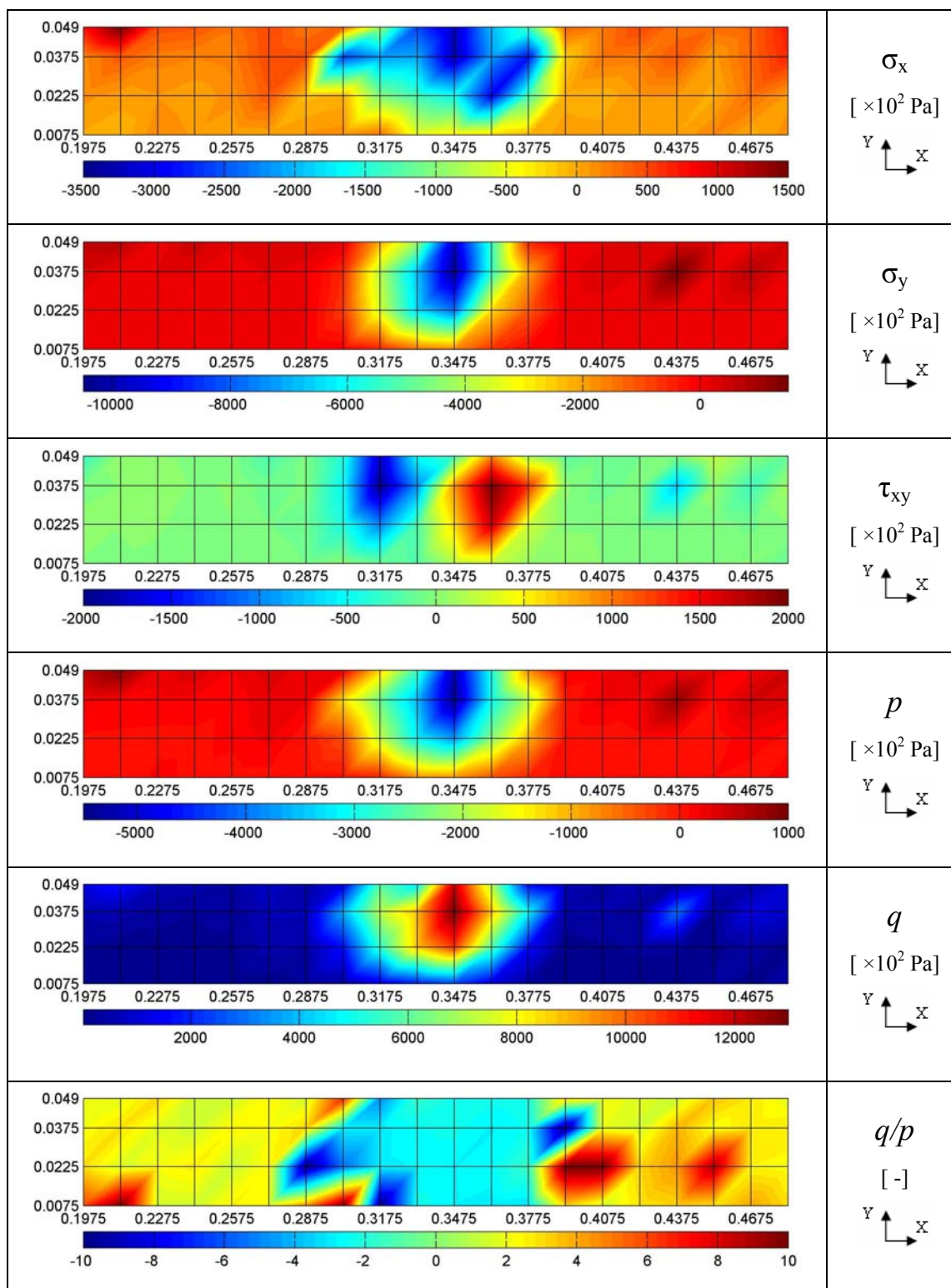


Figura 5.117 – Tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} , p , q e q/p , induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “SV_fk”

Na Figura 5.117 ilustram-se as tensões impostas pelo rolo na assembleia, simulação “SV_fk” e passagem P3R1 (3ª passagem 1º rolo), quando este se encontra aproximadamente a meio da distância horizontal a percorrer, $x_{\text{centro do rolo}} = 0,3371 \text{ m}$, com movimento da esquerda para a direita e com deslocamento vertical máximo. Os resultados são comparados com os da simulação no modo “estático”, Figura 5.74.

Relativamente a σ_x existem tensões de compressão elevadas em toda a altura camada, especialmente nos dois terços superiores, com uma largura de influência grande. A maioria da zona comprimida encontra-se à frente da posição do centro do rolo. Comparativamente à simulação do modo “estático” a área comprimida é muito maior em largura e em altura. Na Figura 5.118 é representada a altura da superfície da assembleia em cada uma das simulações, no momento em que se mediram as tensões representadas na Figura 5.117 e na Figura 5.74. A camada da assembleia de “SV_fk” apresenta uma altura um pouco menor, aproximadamente 4 mm. Verifica-se que para a simulação do modo vibratório a largura da “bacia de deformação” é maior e a deformação vertical imposta também. No entanto a diferença de dimensão das áreas comprimidas nos mapas é maior que a diferença nas “bacias de deformação”, que apenas se pode justificar pela diferença da acção. Dito de outra forma, a acção vibratória do rolo gera tensões normais horizontais numa área bastante maior do que a acção estática do rolo, em concordância com o previsto.

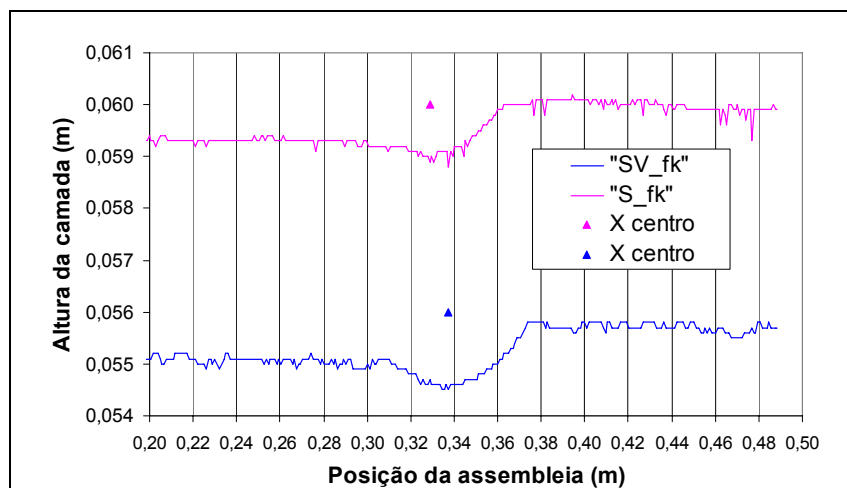


Figura 5.118 – Superfície da assembleia nas simulações “SV_fk” e “S_fk”, no instante de medição das tensões

Quanto a σ_y , na zona imediatamente em frente ao centro do rolo desenvolve-se um bolbo de tensões (compressão) bastante expressivo e similar ao apresentado na simulação do modo “estático”. Tal como para σ_x as tensões máximas ocupam os dois terços superiores da camada. Existe um decrescimento mais ligeiro das tensões em largura mas maior em altura, em oposição ao modo “estático”. As tensões quase nulas na parte inferior podem ser originadas pela reflexão da acção dinâmica junto à base. O bolbo de tensões apresenta uma ligeira inclinação provavelmente devido ao movimento de rotação do rolo durante a passagem. A largura superior coincide com a largura da “bacia de deformação”. Nas restantes áreas da assembleia as tensões são nulas.

Estes resultados apresentam um padrão diferente do obtido por Kopf (1999), que simulou o efeito de um rolo parado num maciço infinito de propriedades elásticas, actuando nos modos “estático” e “dinâmico”, tal como

referido no Capítulo 2 relativamente aos cilindros osciladores. A degradação das cargas muito maior em largura do que em altura obtida por Kopf deverá estar relacionada com as diferentes condições da simulação numérica, nomeadamente a altura infinita da camada, as características elásticas dos materiais e a velocidade de translação nula (rolo parado).

No mapa de τ_{xy} verificam-se duas zonas de tensões opostas com separação na vertical do centro do rolo, tal como nas simulações do modo “estático”. A principal diferença está na dimensão das duas zonas, neste caso próxima enquanto no modo “estático” as tensões positivas eram preponderantes em dimensão. Nos dois casos, os valores máximos das tensões positivas e negativas são similares. A variação é também maior em altura tal como para a tensão σ_y . Novamente os resultados apresentados por Kopf divergem dos obtidos relativamente à forma e degradação dos bolbos de tensões, considerando-se responsáveis as diferenças citadas nos modelos numéricos.

A tensão média p apresenta um bolbo de compressão em frente ao centro do rolo, com diminuição das tensões com a distância radial, tal como acontecia no modo “estático”. A configuração geral é muito similar à de σ_y , com aumento da largura do bolbo devido às tensões σ_x , que não se verificou no modo “estático”. É mais notório a degradação das tensões com a distância radial ao ponto de aplicação da carga.

A tensão desviatória q apresenta tensões muito elevadas na mesma posição das tensões σ_y , mais elevadas. Existe uma degradação heterogénea das tensões para trás e para a frente do movimento do rolo. Tal como para as tensões verticais a degradação é maior em altura do que em largura. Esta configuração geral é distinta dos resultados da simulação do modo “estático”, originada pelas diferenças que existem nas tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} , utilizadas no cálculo de q .

Por fim relativamente à variável q/p existe uma zona central, zona fortemente tensionada, com valores entre 0 e -4. Existem algumas zonas pouco expressivas com valores superiores a 6. O mapa apresenta-se semelhante ao da simulação do modo “estático”.

Na Figura 5.119 ilustra-se a velocidade das partículas no mesmo momento em que se mediram as tensões apresentadas nos mapas anteriores. Na generalidade existe uma boa relação entre as zonas com velocidades maiores e maior concentração com as zonas de tensões mais elevadas. Na zona imediatamente à frente do centro do rolo situa-se a zona com maior concentração de velocidades verticais descendentes. Na zona imediatamente atrás do centro do rolo as velocidades são elevadas mas no sentido diagonal e em concordância com a zona de tensões tangenciais elevadas referida. Com a distância radial ao ponto de carregamento verifica-se a rotação da direcção dos movimentos para mais próxima da horizontal. Da comparação com a Figura 5.76, obtida na simulação do modo “estático”, constata-se as diferenças apontadas nos mapas de tensões como a diminuição da velocidade das partículas em altura na camada e a concentração dos movimentos numa área muito menor.

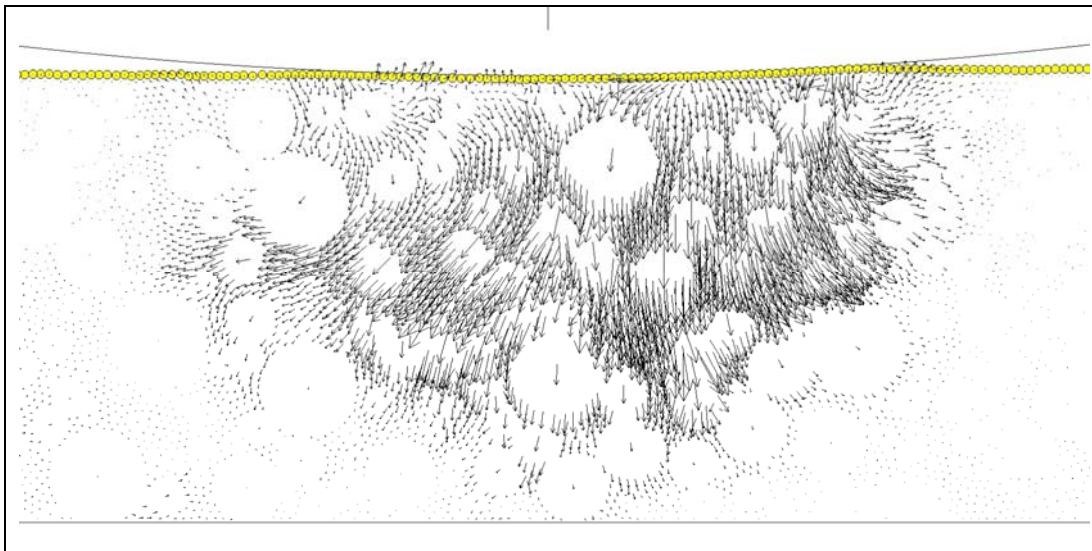


Figura 5.119 – Movimentos das partículas induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “SV_fk”

Na Figura 5.120 ilustram-se as tensões impostas pelo rolo na assembleia, simulação “SV_fk_cl” e passagem P3R1 (3ª passagem 1º rolo), quando este se encontra aproximadamente a meio da distância horizontal a percorrer, $x_{\text{centro do rolo}} = 0,3371 \text{ m}$, com movimento da esquerda para a direita e com deslocamento vertical máximo. Os mapas de tensões apresentam-se muito semelhantes qualitativamente e quantitativamente com os resultados apresentados atrás da simulação “SV_fk”, em consonância com as conclusões apresentadas sobre a comparação da variação da força de contacto, da porosidade e das deformações elásticas e plásticas.

Relativamente à análise de tensões impostas pelo rolo na assembleia, é apresentada de seguida na Figura 5.121 a evolução das tensões p , q e q/p durante a passagem analisada anteriormente, P3R1, para as simulações “SV_fk” e “SV_fk_cl”. Foram medidas as tensões no centro da assembleia em quatro alturas, por ordem crescente H1, H2, H3 e H4, tal como ilustrado na Figura 5.88. O resultado de ambas as simulações é comparado com os resultados das simulações correspondentes em modo “estático”, “S_fk” e “S_fk_cl”, apresentadas na Figura 5.77.

A tensão média p apresenta uma evolução durante a passagem similar nas duas simulações. Verifica-se um aumento do valor máximo de cada ciclo da vibração com o aumento da altura da camada. Os “picos” da tensão em cada ciclo de vibração acontecem precocemente à passagem do rolo nesse ponto e são mais concentrados para as camadas superiores. A influência do rolo inicia nas camadas inferiores e acaba nas camadas superiores, no entanto quanto o rolo está mais próximo do local de medição os “picos” de tensão em cada ciclo ocorrem sequencialmente à altura da camada, de cima para baixo. De acordo com os mapas de tensão os bolbos aumentam a área de influência em profundidade. As mesmas observações foram encontradas na análise das simulações em modo “estático”. A degradação das tensões em altura é muito semelhante nas duas simulações com valores da diminuição dos valores máximos, em relação a H4, de 38%, 69% e 75% para “SV_fk_cl” e 33%, 60% e 75% para “SV_fk”. Para as simulações do modo “estático” a degradação foi ligeiramente menor.

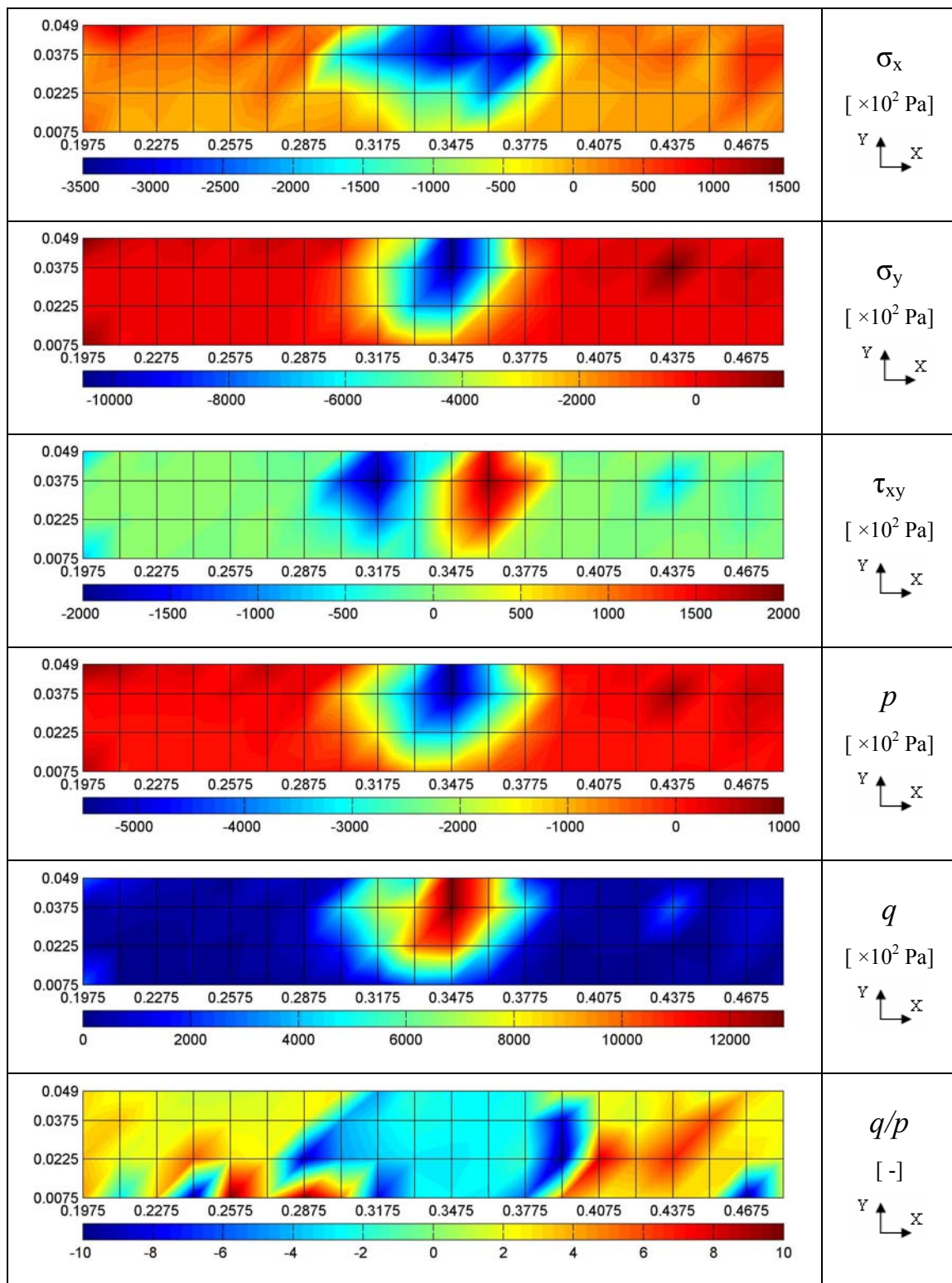


Figura 5.120 – Tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} , p , q e q/p , induzidas pelo rolo a meio da passagem P3R1, na simulação “SV_fk_cl”

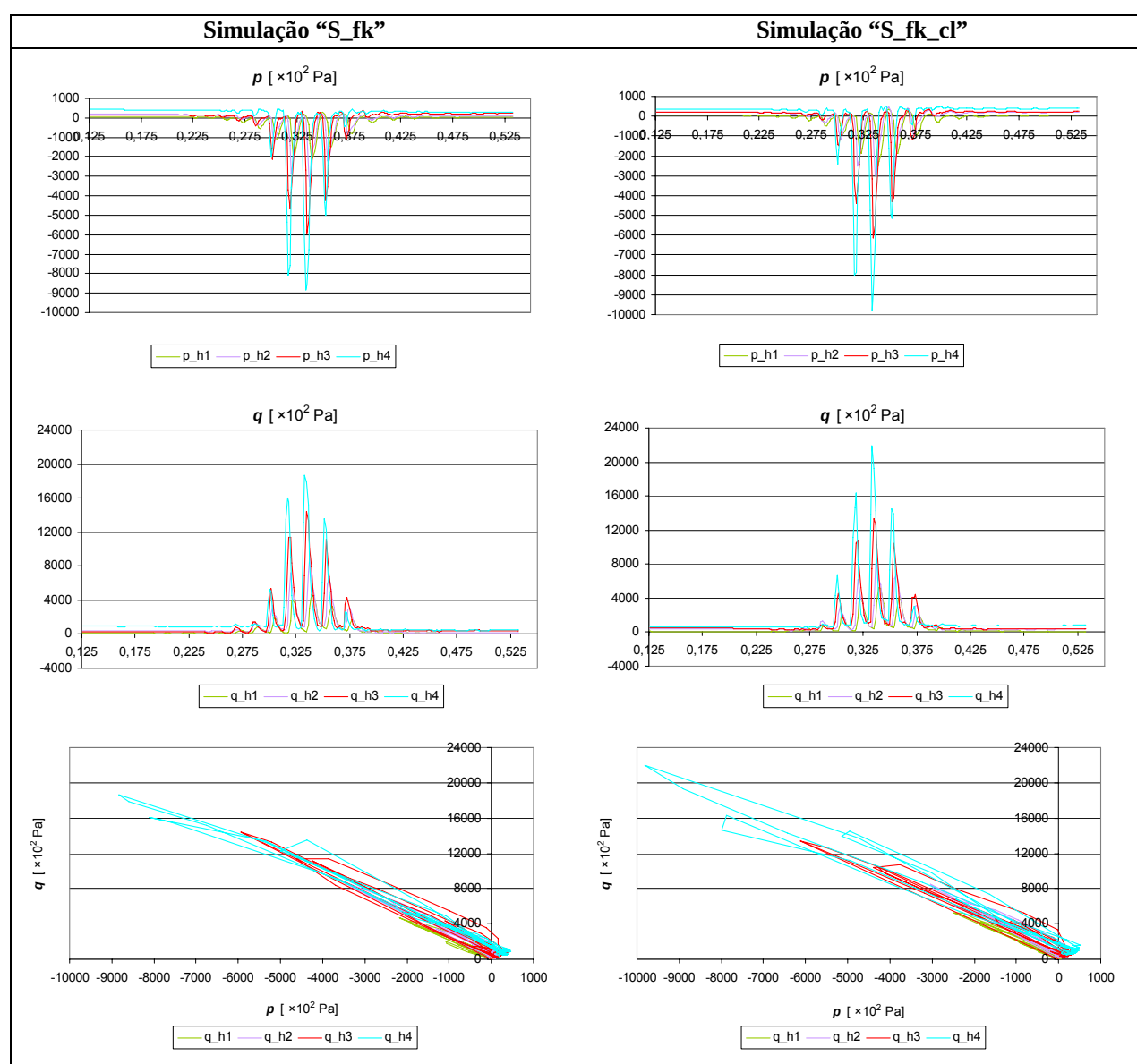


Figura 5.121 – Variação das tensões p , q e q/p , induzidas pelo rolo durante a passagem P3R1, na simulação “SV_fk” e “SV_fk_cl”

A tensão desviatória q apresenta uma evolução semelhante nas duas simulações e relativamente à tensão p , quer em termos de sequência temporal, área de influência e valores relativos. Nos valores máximos das camadas verifica-se uma degradação de 39%, 61% e 76% para “SV_fk_cl” e 23%, 61% e 75% para “SV_fk”. A degradação da carga é assim bastante semelhante nas duas simulações e relativamente à tensão p , o que não se verificou nas simulações do modo “estático”. Neste caso os valores máximos de q em H4 e H3 são semelhantes e de H4 para H1 a degradação não ultrapassou os 51%. Tal como referiu anteriormente esta situação deverá estar relacionada com o efeito dinâmico junto à base da assembleia.

De acordo com o indicado atrás, a evolução do rácio q/p apresenta grandes semelhanças nas duas simulações. Os valores oscilam entre 2 e 3 e são muito semelhantes para todas as camadas. Nas simulações da compactação em modo “estático”, a camada superior apresentou sempre rácios q/p mais baixos que as restantes camadas. Entre 2 e 3 para a camada superior e entre 3 e 5 para as restantes camadas.

De seguida é apresentada na Figura 5.122 a evolução das tensões p , q , q/p durante as passagens P2R1 e P4R1 da simulação “SV_fk”. As três passagens são comparadas de modo a analisar qual a influência do número de passagens acumuladas na evolução dos parâmetros do estado de tensão, tal como se procedeu na análise das simulações em modo “estático”.

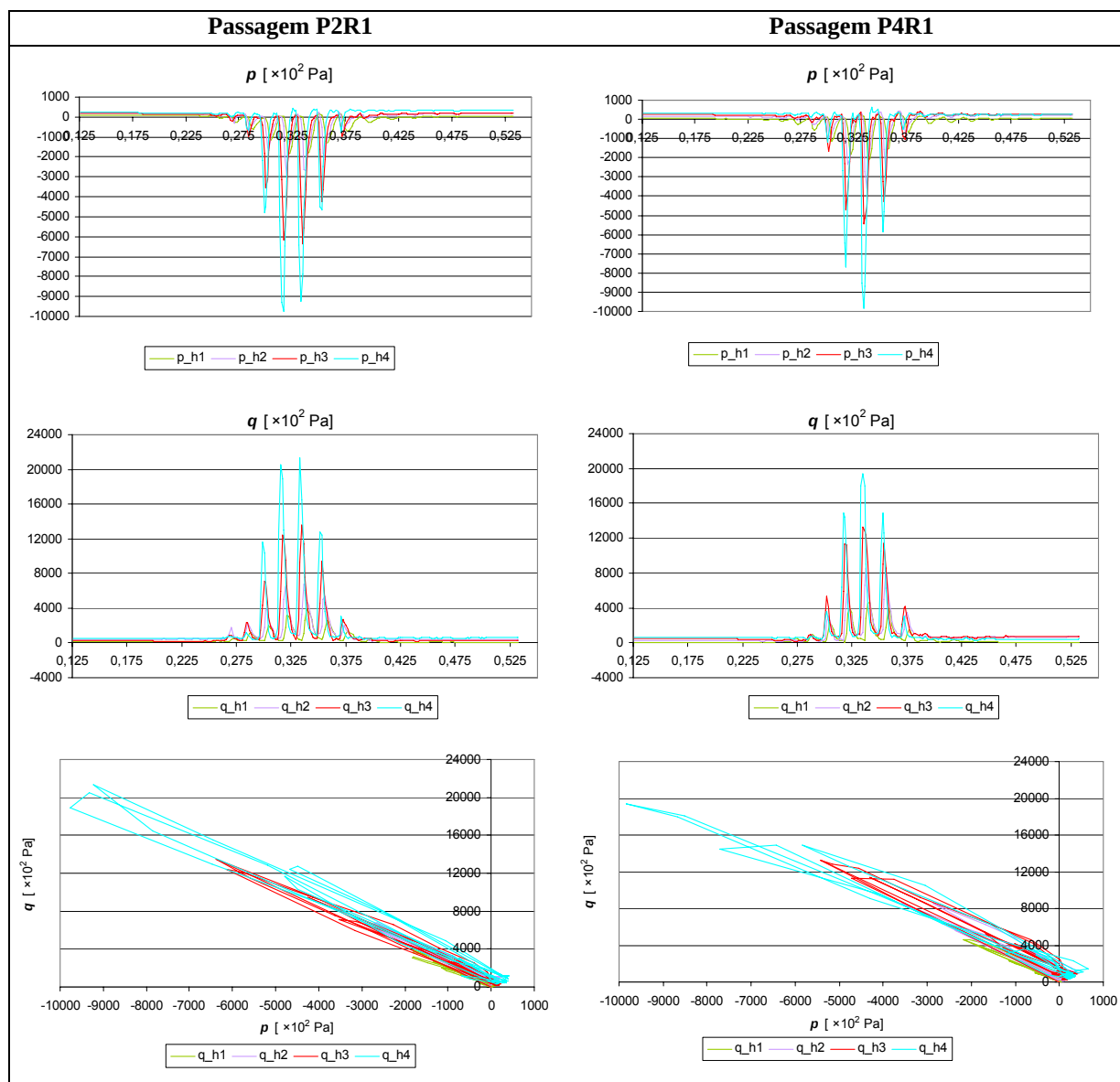


Figura 5.122 – Variação das tensões p , q e q/p , induzidas pelo rolo durante as passagens P2R1 (esquerda) e P4R1 (direita), na simulação “SV_fk” (esquerda)

Relativamente à tensão média p a evolução geral não varia com o número de passagens efectuadas. A diferença dos valor máximos em cada camada são similares, com diminuição de 37%, 65% e 78%, respectivamente, das camadas H3, H2 e H1 em relação a H4. Os valores são ligeiramente maiores que os observados nas simulações do modo “estático”. O número de picos de tensão diminui com o número de passagens derivado da deformação imposta diminuir com o número de passagens pois reduz a área de influência.

A tensão desviatória q apresenta uma evolução semelhante nas três passagens, tal como para a tensão média

p . A diminuição média é de 31%, 59% e 78%, respectivamente, das camadas H3, H2 e H1 em relação a H4. A sequência temporal dos picos dos ciclos de vibração é bem identificada em todas as passagens. Verifica-se uma diminuição do número de picos de carga tal como para a tensão média.

O rácio q/p apresenta valores semelhantes, entre 2 e 3, nas quatro camadas e para as três passagens. Não se verifica um aumento do rácio com o número de passagens, ao contrário do que acontecia nas simulações do modo “estático”.

Segundo Huerne, que aplicou a Teoria dos Estados Críticos na simulação numérica da compactação, referida por diversas vezes no capítulo, quanto mais elevado o valor do rácio q/p maiores as deformações por corte e menores as volumétricas, para rácios menores que o crítico, podendo ocorrer fendilhamento na camada. Se ultrapassar o valor crítico ocorre dilatância ou descompactação, também indesejável. Concluindo o modo vibratório compacta através de trajectórias de tensão mais próximas da isotrópica, com menor risco de existir fendilhamento ou descompactação, e não se verificando aumento com o número de passagens realizadas.

Simulação das 8 passagens do cilindro

Anteriormente indicou-se que apenas se simularam as primeiras quatro passagens do cilindro devido à elevada duração de cada simulação. Após ter sido possível simular os dois modos de compactação, para os vários casos apresentados, procedeu-se à simulação das quatro passagens seguintes para um dos casos estudados anteriormente, “SV_fk_cl”. Foram utilizados os dados relativos à variação da espessura da camada com número de passagens, Tabela 5.29, e os dados registados da vibração do rolo no trecho experimental, Tabela 5.34.

Passagem	A_0 (-)	A_1 (-)	A_2 (-)	F_0 (Hz)	φ_1 (°)	φ_2 (°)	x^+ (mm)	x^- (mm)
5	30,958	3,725	0,359	55,12	346,17	201,49	0,5171	0,5220
6	31,661	3,951	0,319	55,52	163,86	237,81	0,5097	0,5160
7	30,676	3,279	0,428	55,02	352,99	177,30	0,5146	0,5190
8	30,282	3,364	0,476	55,71	360,00	250,11	0,4980	0,4980

Tabela 5.34 – Dados das acelerações entre a 5ª e a 8ª passagens do compactador

Os resultados da simulação, designada de “SV_fk_cl_8”, são apresentados da Figura 5.123 à Figura 5.126. Os critérios de implementação do factor de rigidez aos contactos e da aglomeração das partículas de mastique em CLUMPS são descritos na Tabela 5.35.

		Endurecimento dos contactos		Formação de CLUMPS	
Passagens	Rolo	mastique-mastique $F_k = F_0 + F_1 \times A_R \quad A_{\min} = 1,14$	mastique-agregado	Novo CLUMP (Max. 4 partículas)	
1	1	$F_0=0,5 / F_1=0,5$ $\Delta A_{\min} = 0,05$	$F_k = 1,10$ $A_{\min} = 1,20$	2 contactos mast./mast. $OV_{\min} = 0,300 \text{ mm}$	
	2				
2	1				
	2				
3	1	$F_0=5,0 / F_1=1,0$ $\Delta A_{\min} = 0,02$		$OV_{\min} = 0,15 \text{ mm}$	
	2				
4	1				
	2				
5	1				
	2				
6	1				
	2				
7	1	$\Delta A_{\min} = 0,01$			$OV_{\min} = 0,125 \text{ mm}$
	2				
8	1	$\Delta A_{\min} = 0,005$		$OV_{\min} = 0,06 \text{ mm}$	
	2				

Tabela 5.35 – Critérios para implementação da técnica de endurecimento durante a simulação – “SV_fk_cl_8”

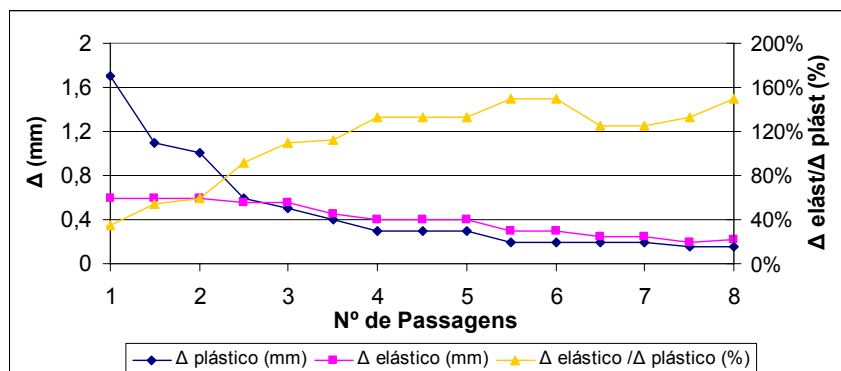


Figura 5.123 - Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl_8”

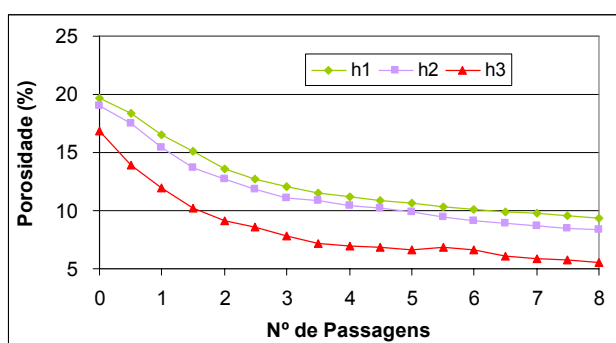


Figura 5.124 – Evolução da porosidade com o número de passagens e entre passagens, em três alturas da camada – “SV_fk_cl_8”

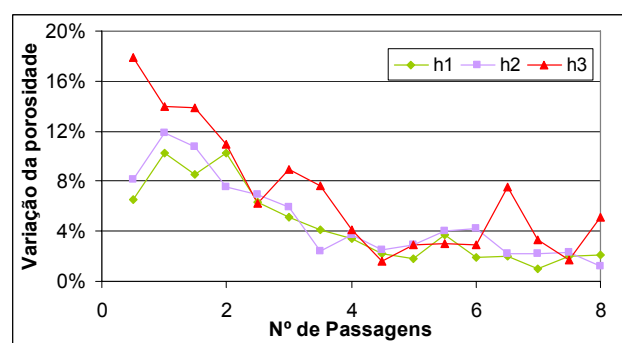


Figura 5.125 – Variação da porosidade entre passagens ao longo do processo de compactação, em três alturas da camada – “SV_fk_cl_8”

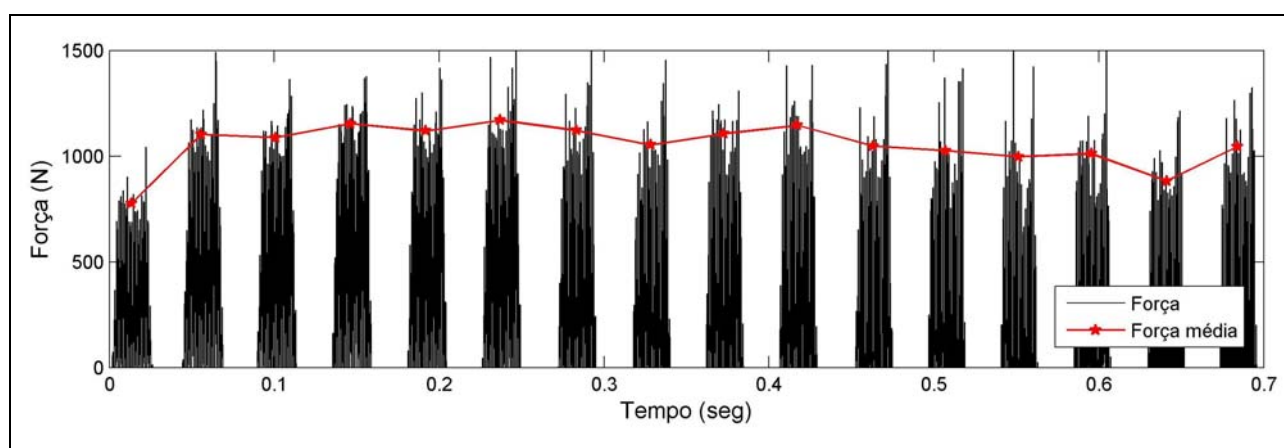


Figura 5.126 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl_8”

Os resultados demonstram que é possível simular todas as passagens do cilindramento. A força máxima média mantém-se próxima em todas as passagens do rolo (excepção à primeira), com redução de espessura de acordo com o definido. A porosidade apresenta uma variação semelhante nas últimas quatro passagens, mantendo sempre próximas as diferenças entre as três camadas. Nestas passagens a variação da porosidade em cada passagem é baixa (2 a 4%), com uma variação alternada de importância entre as camadas. O rácio entre a deformação elástica e plástica aumenta apenas ligeiramente entre a 4ª e a 8ª passagens do cilindro (133 para 150%), com variabilidade maior que o expectável.

5.3.5 Análise da influência da velocidade do cilindro e da frequência de vibração

A partir dos resultados incentivadores obtidos na simulação da compactação de misturas betuminosas em modo vibratório e em modo “estático” procurou-se avaliar a influência de outros parâmetros. A selecção das variáveis, passíveis de ser analisadas, está limitada pelas condições de estudo. Mantém-se no modelo numérico a metodologia de carregamento através da imposição de deslocamentos e medição da força de contacto. É imposta uma redução de espessura igual à utilizada nas simulações anteriores, conforme a acção, estática ou vibratória. Perante estas condições foram seleccionadas as variáveis velocidade de circulação do rolo e a frequência de vibração para o estudo paramétrico.

5.3.5.1 Influência da velocidade de circulação do cilindro

De acordo com o indicado no Capítulo 2, segundo diversos autores, o aumento da velocidade do cilindro diminui a eficácia do mesmo. No entanto esta relação não é linear pois a condução do cilindro a velocidades muito baixas aumenta as acções horizontais prejudicando a compactação e aumentando o risco de fendilhamento e deformações excessivas, sendo aconselhado velocidades no intervalo 3 a 6 km/h. Os limites variam conforme os autores. A velocidade deve assim ser seleccionada, em cada passagem, com base na resistência da mistura às deformações e no tempo disponível para a compactação. No caso da actuação em modo vibratório a velocidade deverá ser escolhida tendo em atenção, além dos outros parâmetros, a

frequência de vibração de forma a manter um espaçamento longitudinal entre impactos da ordem dos 15 a 30 mm.

Nas simulações admitiu-se uma velocidade de circulação de 1 m/s (3,6 km/h), multiplicada por um factor de 15 de modo a reduzir o tempo de cálculo. Como o cilindro utilizado no trecho experimental não possui velocímetro não houve medição da velocidade.

A análise da influência da velocidade consiste em variar a velocidade ($\pm 20\%$), mantendo as restantes condições da simulação (redução de espessura em cada passagem, vibração do rolo, etc.). Na simulação em modo “estático” testou-se nas mesmas condições da simulação “S_fk_cl” e em modo vibratório nas da simulação “SV_fk_cl”. São apresentadas para cada simulação a variação da força de contacto, da espessura da camada e da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro.

Simulação “S_fk_cl” e velocidade 1,2 m/s (4,3 km/h)

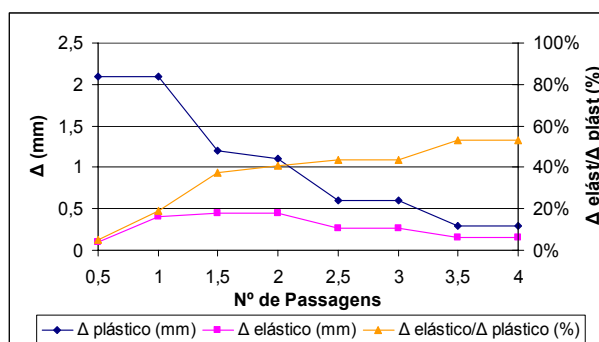


Figura 5.127 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk_cl” e 1,2 m/s

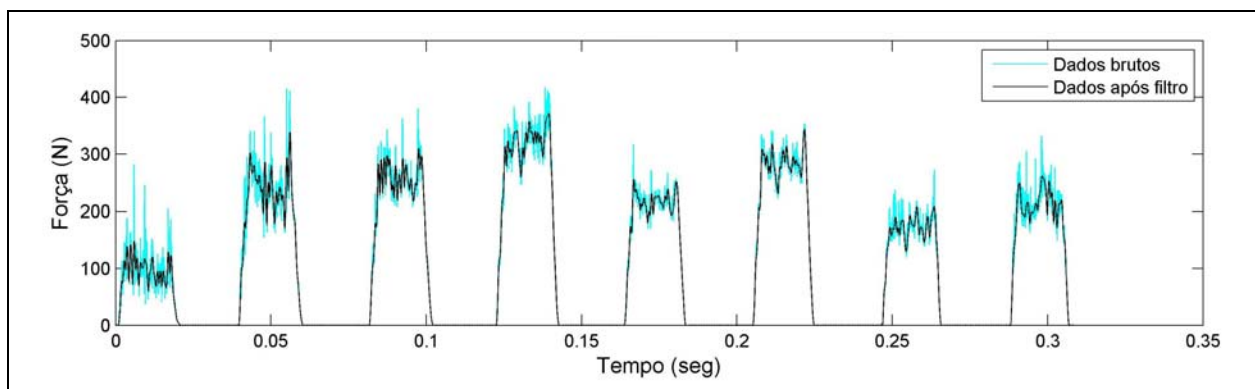


Figura 5.128 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk_cl” e 1,2 m/s

Simulação “S_fk_cl” e velocidade 0,8 m/s (2,9 km/h)

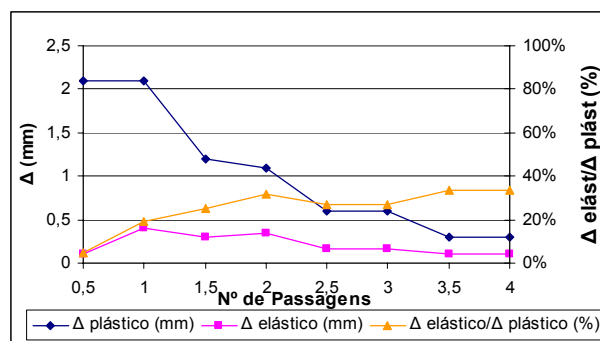


Figura 5.129 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “S_fk_cl” e 0,8 m/s

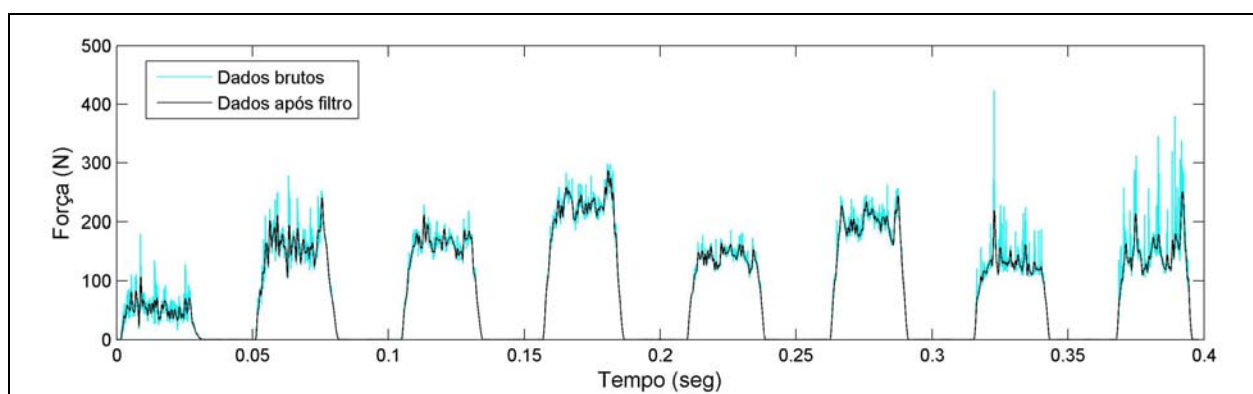


Figura 5.130 – Força de contacto durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro), antes e após filtro de dados – “S_fk_cl” e 0,8 m/s

Simulação “SV_fk_cl” e velocidade 1,2 m/s (4,3 km/h)

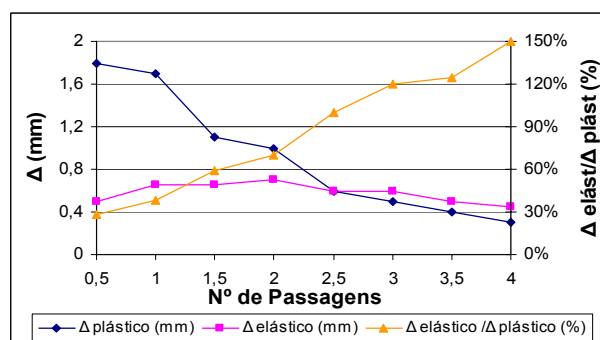


Figura 5.131 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl” e 1,2 m/s

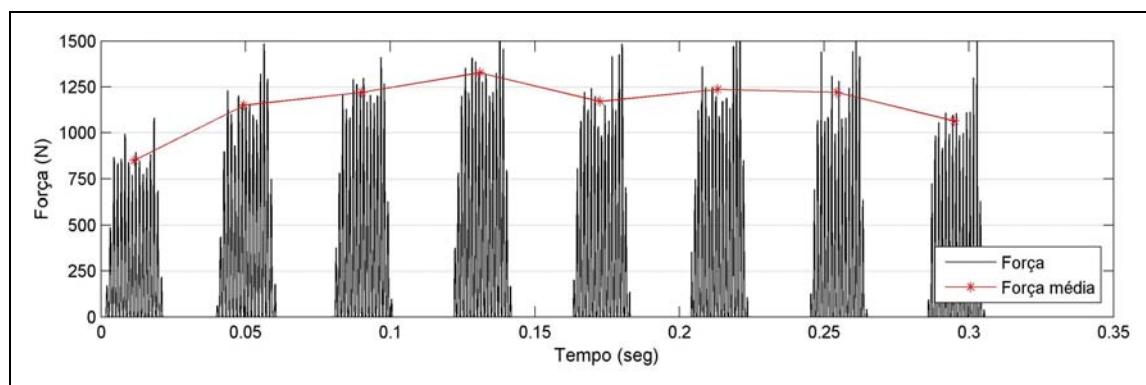


Figura 5.132 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl” e 1,2 m/s

Simulação “SV_fk_cl” e velocidade 0,8 m/s (2,9 km/h)

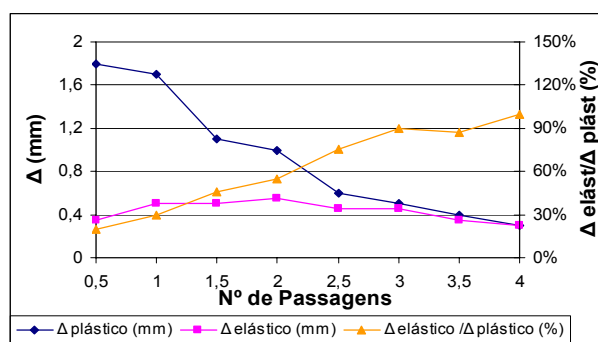


Figura 5.133 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl” e 0,8 m/s

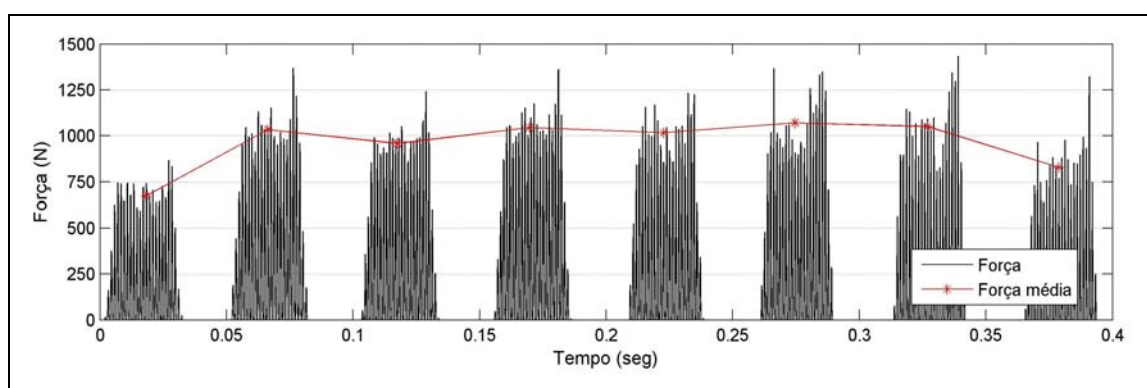


Figura 5.134 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl” e 0,8 m/s

A representação da variação da força média em cada passagem do rolo, para as três simulações (0,8; 1,0 e 1,2 m/s), é apresentada na Figura 5.135 para o modo “estático” e na Figura 5.136 para o modo vibratório.

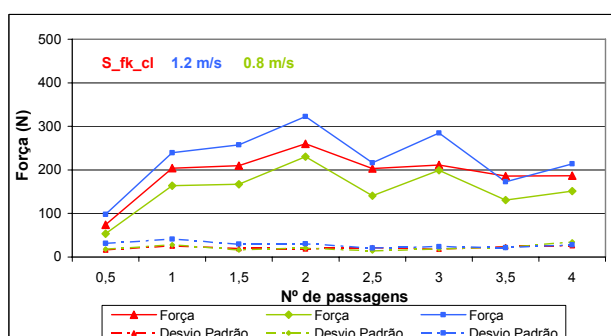


Figura 5.135 – Variação da força média com o número de passagens nas simulações do tipo “S_fk_cl” com velocidade 0,8; 1,0 e 1,2 m/s

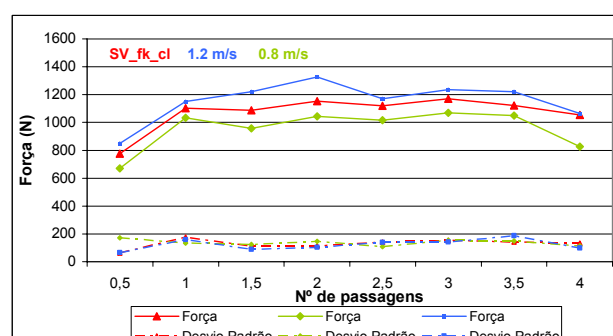


Figura 5.136 – Variação da força média com o número de passagens nas simulações do tipo “SV_fk_cl” com velocidade 0,8; 1,0 e 1,2 m/s

Relativamente ao modo “estático” verifica-se ser possível haver uma redução da espessura da camada para as três velocidades do rolo, nas mesmas condições da simulação “S_fk_cl”. A variação da velocidade tem influência no valor da deformação elástica em cada passagem. No caso da velocidade menor o rácio entre a deformação elástica e plástica estabiliza após as primeiras quatro passagens do rolo (2 passagens do cilindro), enquanto nas outras simulações o rácio cresce até à última passagem. O valor final é igual nas simulações para as velocidades 1 e 1,2 m/s.

A força de contacto em cada passagem aumenta com o valor da velocidade do rolo. Apenas em uma passagem esta situação não ocorre. Na generalidade a evolução da velocidade com o número de passagens é semelhante para as três simulações. A variabilidade é, em termos absolutos, maior para 1,2 m/s nas primeiras quatro passagens e semelhante nas restantes. Em média a força é maior em 18% para 1,2 m/s, relativamente à simulação com 1 m/s, e menor em 20% para a simulação com 0,8 m/s. Conclui-se assim que a variação da velocidade implica uma variação da força de contacto da mesma ordem de grandeza desta.

Relativamente ao modo vibratório constata-se também ser possível existir uma redução da espessura da camada para as três velocidades do rolo, nas mesmas condições da simulação “SV_fk_cl”. A variação da velocidade tem influência no valor da deformação elástica em cada passagem. O rácio entre a deformação elástica e a plástica varia qualitativamente de forma semelhante com o número de passagens nas três simulações. Verifica-se um crescimento contínuo do valor do rácio como número de passagens. Quantitativamente o rácio apresenta maiores valores para uma maior velocidade de circulação do rolo. A diferença é um pouco superior para as duas simulações com velocidade mais baixa.

Tal como no modo “estático” a força de contacto em cada passagem aumenta com o valor da velocidade do rolo. Na generalidade a evolução da velocidade com o número de passagens é semelhante para as três simulações. A variabilidade é, em termos absolutos, similar ao longo das passagens e em todas as simulações. Em média a força é maior em 8% para 1,2 m/s, relativamente à simulação com 1 m/s, e menor em 11% para a simulação com 0,8 m/s. Conclui-se assim que a variação da velocidade implica aproximadamente uma variação da força de contacto média de metade da variação desta, bem como da variação verificada no modo “estático”. Concluindo, a velocidade do rolo é mais determinante para a compactação no modo “estático” que no vibratório.

Uma maior força de contacto na simulação de uma passagem do rolo, com a mesma redução de espessura da camada, pode ser traduzida pela necessidade de uma maior acção do cilindro. De outra forma, para se verificar essa deformação plástica (redução da espessura) o cilindro tem de actuar com uma força maior. No caso do modo “estático”, para uma maior velocidade de circulação é necessário um cilindro com um peso maior de forma a gerar uma maior força de contacto. No caso do modo vibratório, para uma maior velocidade de circulação é necessário um cilindro com maior peso da cabine e restante estrutura. Com alteração da massa do rolo mudam as características da vibração.

5.3.5.2 Influência da frequência de vibração

Relativamente à frequência de vibração indicou-se primeiro no Capítulo 2 que, segundo diversos autores, a variação da frequência acima da frequência de ressonância tem uma influência pequena no desempenho do cilindro. Os ensaios de campo realizados, descritos no Capítulo 3, comprovam este facto. Estatisticamente nos modelos de regressão as variáveis frequência representam o modo “dinâmico” e não a frequência do

modo.

Machet *et al.* (1976), Anderegg & Kaufmann (2004) apresentam medições das amplitudes reais do cilindro vibrador, o primeiro em misturas betuminosas e o segundo em solos, no qual se verifica que com o aumento da frequência acima da frequência de ressonância a amplitude real de vibração diminui primeiro e depois estabiliza num valor quase constante. A diferença entre a frequência de ressonância e a frequência mínima com amplitude constante depende do momento excêntrico do rolo vibratório e do material a compactar. As medições do grau de compactação em misturas betuminosas efectuadas por Jönsson (2000) mostram que conforme o momento excêntrico varia a influência da frequência na compactação final, desde nula a elevada.

Nas simulações da compactação em modo vibratório atrás descritas foram utilizados os dados da zona 3 das medições em campo. A velocidade vertical do rolo em cada instante é obtida pela integração da expressão que define o movimento vertical do rolo, determinado a partir da análise das medições.

A análise da influência da frequência consiste em variar a frequência em cada passagem (± 10 Hz), mantendo as restantes condições da simulação “SV_fk_cl” (redução de espessura em cada passagem, velocidade do rolo, amplitude de vibração, etc.). Nas simulações, em cada passagem adiciona-se ou subtrai-se 10 Hz à frequência F_0 medida em obra nessa passagem, e apresentada na Tabela 5.28. É admitido que a amplitude de vibração não se altera, de acordo com as medições apresentadas por Machet *et al.* (1976), Anderegg & Kaufmann (2004) e do valor elevado da frequência medida (entre 53 e 55 Hz). São apresentadas para cada simulação a variação da força de contacto e da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro.

Simulação “SV_fk_cl” e frequência +10Hz

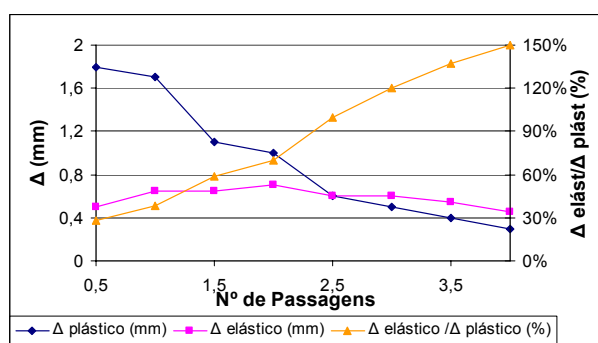


Figura 5.137 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl” e +10 Hz

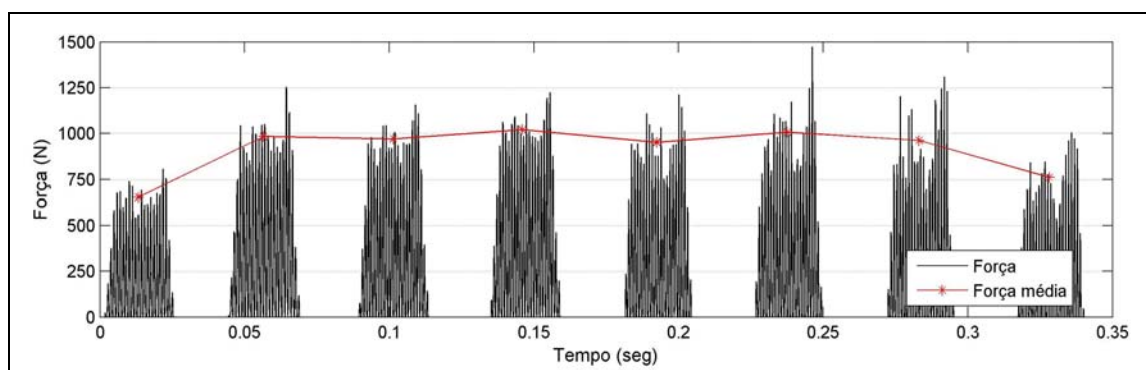


Figura 5.138 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl” e +10 Hz

Simulação “SV_fk_cl” e frequência -10Hz

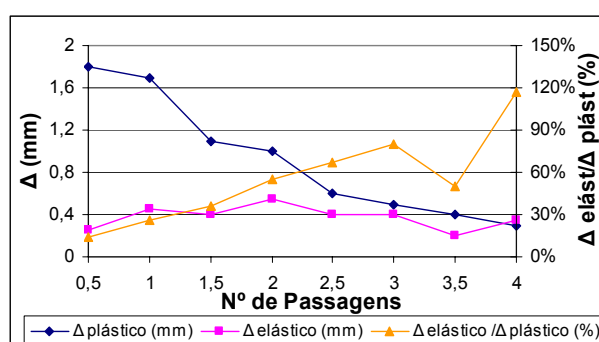


Figura 5.139 – Variação da deformação elástica e plástica com o número de passagens do cilindro – “SV_fk_cl” e -10 Hz

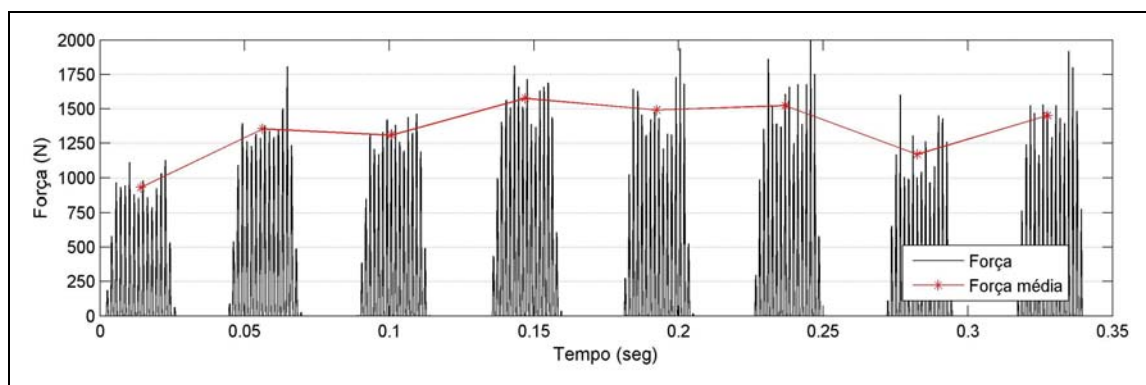


Figura 5.140 – Força de contacto e força máxima média, durante as 8 passagens do rolo (4 passagens do cilindro) – “SV_fk_cl” e -10 Hz

A representação da variação da força média em cada passagem do rolo, para as três simulações (-10 Hz, ±0, +10 Hz), é apresentada na Figura 5.141.

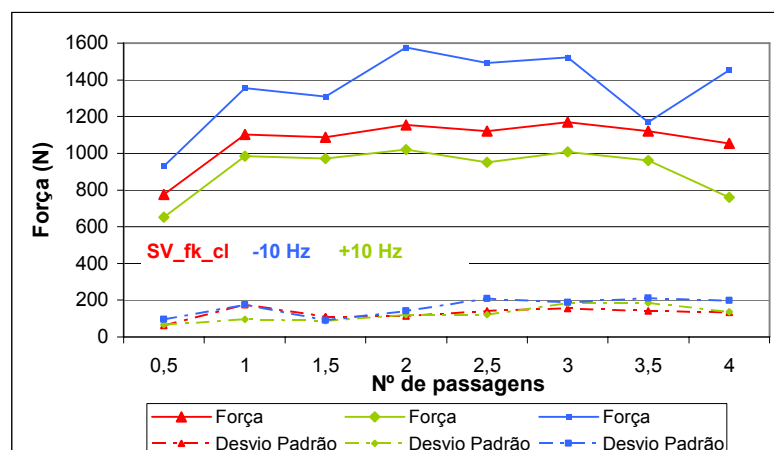


Figura 5.141 – Variação da força média com o número de passagens nas simulações do tipo “SV_fk_cl” com frequência normal e ± 10 Hz

Constata-se ser possível uma redução da espessura da camada para as três simulações, nas mesmas condições da simulação “SV_fk_cl”. A variação da frequência tem influência no valor da deformação elástica em cada passagem. O rácio entre a deformação elástica e a plástica varia qualitativamente de forma semelhante com o número de passagens nas três simulações. Verifica-se um crescimento contínuo do valor do rácio como número de passagens e quantitativamente o rácio apresenta maiores valores para uma maior frequência de vibração do rolo, como seria expectável.

A força de contacto média em cada passagem é maior na simulação com menores frequências. Na generalidade a evolução da força com o número de passagens é semelhante para as três simulações embora a simulação “-10 Hz” apresente maior irregularidade. A variabilidade da força é, em termos absolutos, semelhante ao longo das passagens e em todas as simulações. Em média a força é maior em 29% para “-10 Hz”, relativamente à simulação “SV_fk_cl”, e menor em 15% para a simulação com “+10 Hz”. A força de contacto varia inversamente à frequência.

Devido à elevada diferença de variação da força média das passagens na simulação com “+10 Hz” e na de “-10 Hz” decidiu-se testar um intervalo menor de frequências (± 5 Hz). Na Figura 5.142 apresentam-se os resultados da força média em cada passagem das cinco simulações, no qual se variou a frequência de vibração entre -10 Hz que a frequência medida e +10 Hz que a frequência medida, com intervalo de 5 Hz.

Na simulação “+5 Hz” a força média em cada passagem é menor em 8% relativamente à simulação padrão e na simulação “-5 Hz” é maior em 11%. Continua a verificar-se um efeito maior na força para frequências mais baixas, no entanto com uma amplitude menor.

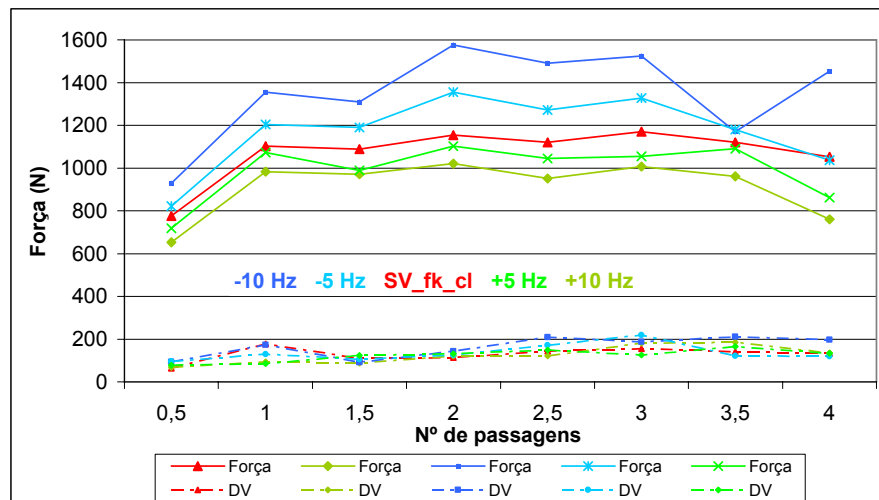


Figura 5.142 – Variação da força média com o número de passagens nas simulações do tipo “SV_fk_cl” com frequência variável entre ($F_0 - 10$ Hz) e ($F_0 + 10$ Hz)

De acordo com a expressão (5.10), cálculo da força de contacto rolo-camada, o aumento da frequência implica um aumento dos dois primeiros termos da expressão, a aceleração do rolo e a força centrífuga, com sinais opostos. No entanto o primeiro termo tem um peso maior e assim a força de contacto aumenta. Considerando que a amplitude de vibração não varia, pelas razões apresentadas anteriormente, e restantes parâmetros iguais, a força aumenta cerca de 25% para um aumento de 10 Hz da frequência principal. No entanto de acordo com as medições efectuadas por Anderegg & Kaufmann (2004), ilustradas na Figura 5.21, o ângulo de fase varia com a frequência, dependendo do valor da frequência e do momento excêntrico. Neste caso para um aumento de 10° do ângulo de fase a força aumenta apenas 15% para o mesmo aumento de 10 Hz da frequência principal.

Uma maior força de contacto na simulação de uma passagem do rolo, com a mesma redução de espessura da camada, pode ser traduzida pela necessidade de uma maior acção do cilindro. De outra forma, para se verificar essa deformação plástica (redução da espessura) o cilindro tem de actuar com uma força maior. Assim a redução da frequência é prejudicial à eficácia do cilindro. Os resultados do modelo numérico concordam com a previsão das forças do rolo mas contrariam as indicações apresentadas de que a frequência não é relevante no desempenho do cilindro.

5.4 Síntese

No Capítulo 4 estudou-se a possibilidade de desenvolver a modelação numérica da compactação de misturas betuminosas. Os resultados da modelação em duas dimensões da compactação estática laboratorial com o Método de Elementos Discretos (MED), por reprodução numérica do ensaio laboratorial, foram positivos pelo que se prosseguiu, neste capítulo, ao estudo da modelação da compactação em contexto de obra. Analisaram-se as duas modalidades de compactação mais utilizadas, a compactação com um compactador de

rasto liso em modo “estático” e outra em modo vibratório.

De modo a adquirir mais dados relativos ao processo de compactação em obra foi desenvolvida uma experiência de campo. Num trecho de 50 m de comprimento aproximadamente, foi pavimentada uma camada de mistura betuminosa do tipo betão betuminoso 0/16 mm, com espessura inicial aproximada de 65 mm, e compactada com um cilindro de rasto liso no modo “estático” em metade do trecho e no modo vibratório na outra metade. Durante a realização do cilindramento foi monitorizada a evolução da compactação com o número de passagens, a temperatura da camada e o funcionamento dinâmico do rolo no modo vibratório. Após a experiência foram extraídos carotes nos dois troços para medição da espessura e da baridade, antes e depois do cilindramento.

A evolução da compactação no modo “estático” apresentou-se de acordo com o esperado enquanto no modo vibratório ficou aquém do previsto. O rolo, no modo vibratório, actuou sempre em “elevação parcial” e não se verificou um aumento significativo das acelerações verticais com o aumento da compactação, ao contrário do que seria de esperar. Tal como foi concluído das experiências descritas no Capítulo 3, verificou-se novamente que a execução de experiências à escala real, em contexto de obra, apresenta problemas, difíceis de coordenar e avaliar antecipadamente.

A simulação numérica da compactação em obra foi realizada considerando as mesmas etapas incluídas no processo da simulação da compactação laboratorial realizada anteriormente. Primeiro a assembleia é gerada, de seguida são definidas as acções, as condições fronteira e os modelos de contactos entre os elementos. Segue-se o cálculo, em várias fases, e por fim procede-se à análise dos resultados.

A compactação em obra, apesar de ser um problema tridimensional, pode ser estudado assumindo um Estado Plano de Deformação (EPD). O modelo numérico estudado no PFC2D tem uma natureza bidimensional que se traduz pela aplicação de somente duas componentes de força e uma de momento. Em termos espaciais pode considerar-se que o modelo representa a interacção de um conjunto de cilindros ou esferas cujos centros de gravidade actuam sobre um mesmo plano. Assim o modelo não representa um estado plano de deformação ou de tensão. São utilizados os princípios da Teoria da Elasticidade para o cálculo das tensões na direcção ortogonal ao plano de estudo, com as mesmas considerações de Huerne (2004), para aproximar às condições de um EPD.

Antes da geração da assembleia foram definidas as dimensões mínimas de modo a compatibilizar a reprodução adequada do fenómeno e as necessidades computacionais. Determinou-se ser necessário um comprimento mínimo da ordem 300 mm. A assembleia utilizada na simulação dos dois trechos experimentais, de forma a gerar uma assembleia com porosidade inicial elevada, foi gerada pelo método “MC2-F-GRAV-CB”. Neste método, desenvolvido para a geração da assembleia da mistura AB 0/5, gera a assembleia por multi-camada (2) com atrito parede-partículas, “Adesão pontual” entre todas as partículas e

estabilização pela acção da gravidade.

A acção de cada rolo do cilindro foi simulada através da imposição de um deslocamento vertical de uma parede circular, com velocidade de translação e rotação definidas, e monitorização da força de contacto durante o percurso. Das duas opções de carregamento desenvolvidas, optou-se pela opção B, ilustrada na Figura 5.34, por ser mais simples de coordenar e rápida. A força e a deformação plástica são comparadas com as previstas no ensaio de campo. A componente elástica da deformação, à qual se adiciona a componente plástica conhecida, é definida de modo a que exista uma redução da espessura da camada em cada passagem de acordo com o medido nos ensaios. As forças de contacto foram estimadas para o modo “estático” em 220 N (constante) e para o modo vibratório entre 550 e 720 N (máximas), consoante o ângulo de fase considerado.

Nas simulações realizadas apenas se reproduziram quatro passagens do cilindro (oito passagens de rolo) devido à morosidade do cálculo, mesmo considerando a velocidade do rolo afectado de um factor de escala igual a 15, próximo do utilizado durante a validação do modelo face aos ensaios laboratoriais. A simulação de oito passagens do rolo demora, no computador utilizado, cerca de 9 horas.

Primeiro estudou-se a simulação da compactação em modo “estático” e posteriormente em modo vibratório. Na simulação em modo “estático” verificou-se que a utilização do modelo de contacto de Burgers, com parâmetros similares aos utilizados nas simulações anteriores, nos contactos do tipo 1, 2, 4, 7 e 8, descritos em 5.3.3.1, permite que a assembleia apresente uma redução de espessura de acordo com o especificado e uma variação do rácio das deformações elástica e plástica plausível. Pelo contrário a força de contacto apresenta valores mais baixos que o estimado em metade das passagens. Em concordância com o indicado atrás na modelação da compactação laboratorial, a assembleia não reproduz adequadamente o aumento do número de contactos para deformações elevadas e o comportamento do filme de betume. Estes factores adicionados, para as novas condições de simulação, ao efeito redutor no tempo da rigidez do modelo de contacto e a não implementação de uma correcção devido à variação da temperatura gera um desfasamento entre o comportamento da assembleia e do material, crescente para deformações elevadas (últimas passagens). De acordo com o implementado nas simulações laboratoriais foram introduzidas as ferramentas de endurecimento em função da deformação desenvolvidas. O aumento da rigidez do modelo de contacto e a agregação das partículas em CLUMPS aplicado em separado ou em simultâneo na simulação foi testado. Os critérios de actuação variam com o número de passagens de forma a considerar a acção dos novos efeitos.

Os resultados da simulação do modo “estático” são comparados com os apresentados em Huerne (2004), que desenvolveu uma simulação numérica da compactação de misturas betuminosas com cilindro de rasto liso em modo “estático” recorrendo à modelação numérica do processo com o Método de Elementos Finitos (MEF) e à Teoria dos Estados Críticos para o comportamento dos materiais.

A utilização das três modalidades, com implementação de uma ou as duas ferramentas de endurecimento, permitem que a redução de espessura ao longo das passagens seja adequada e com força de contacto próxima da pretendida (220 N). As simulações “S_fk” e “S_fk_cl” apresentam resultados semelhantes. O rácio das deformações elástica e plástica é continuamente crescente com o número de passagens ao contrário da simulação “S_cl”, na qual se implementou apenas agregação de partículas em CLUMPS. Os valores do rácio são no entanto mais baixos que os apresentados por Huerne, em parte justificado pelas diferenças no volume de agregado nas misturas betuminosas testadas.

Na simulação da compactação em modo vibratório foi utilizado o mesmo procedimento de carregamento através da imposição de um deslocamento vertical com variação sinusoidal ao longo do percurso de acordo com a vibração gerada pelas massas excêntricas no rolo e monitorizadas durante a realização do trecho experimental. Com a utilização da redução da espessura observada no trecho verificou-se que a força de contacto apresenta em cada passagem um comportamento do tipo “perda parcial de contacto”, similar ao medido, mas uma evolução da força máxima média ao longo do número de passagens pouco verosímil. Assim foi efectuada a simulação com a redução de espessura estimada a partir de FGSV (2004), e restantes condições iguais à simulação anterior, tendo-se obtido uma evolução da força máxima média plausível. A compactação estimada antes e depois de 8 passagens do cilindro está próxima da medida nos carotes extraídos pelo que se concluiu ter existido muito provavelmente um erro na observação dos dados. Os valores da força são no entanto maiores que os estimados previamente.

A comparação da actuação das ferramentas de endurecimento da assembleia com a deformação permitiu concluir que a formação da estrutura mineral do interior do mastique e o filme de betume deverão apresentar um comportamento diferente consoante a actuação da acção estática ou dinâmica.

A porosidade, medida em camadas a alturas sequenciais, apresenta uma variação semelhante nas simulações em modo “estático” e nas em modo vibratório. Após 4 passagens a diferença entre as camadas inferiores diminui e aumenta destas relativamente à superior que apresenta uma redução mais significativa, enquanto Huerne verificou uma aproximação no final entre a camada superior e as inferiores. Huerne defende que a compactação é um processo de médias sucessivas, num princípio de equilíbrio, no sentido da homogeneização do provete de forma iterativa. As deformações em cada altura da camada dependem da relação entre as tensões aplicadas e as deformações sofridas anteriormente, pelo que existe uma alternância entre as zonas com mais deformação com o número de passagens efectuadas. Nas simulações realizadas verificou-se de um modo geral este comportamento, embora exista uma tendência decrescente da variação em cada passagem mais importante do que a verificada por Huerne nas suas simulações.

Foram calculadas as tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} e os parâmetros p , q e q/p segundo a Teoria dos Estados Críticos para momentos específicos do carregamento e durante algumas passagens (apenas p , q e q/p). Relativamente a σ_x verifica-se que o rolo origina uma zona comprimida mais concentrada à frente do centro do rolo para as

simulações realizadas mas com dimensões diferentes nos dois modos de actuação. No modo “estático” é superficial e de pequena largura enquanto no modo vibratório se estende a toda a altura, não justificável apenas pela diferença da deformação vertical imposta. Quanto a σ_y , o rolo impõe um bolbo de tensões similar aos desenvolvidos por Flamant, a partir das expressões de Boussinesq, para carregamentos verticais e superficiais em meios elásticos, isotrópicos e semi-indefinidos, com maior dimensão no modo vibratório. A degradação das tensões com a distância ao ponto de carregamento é ligeiramente maior em altura e menor em largura no modo vibratório. No modo vibratório parece existir uma reflexão da acção dinâmica junto à base da camada, possivelmente devido à sua rigidez muito elevada. O mapa de tensões τ_{xy} apresenta-se similar nas simulações dos dois modos e ao apresentado por Huerne. O rolo impõe duas zonas de tensões opostas com separação na vertical do centro do rolo. O sinal das tensões indica o sentido das deformações por corte do material. No modo “estático” existe uma preponderância das tensões positivas relativamente às negativas enquanto no modo vibratório são semelhantes e de menor dimensão. Considerando o erro indicado por Huerne no cálculo da força de contacto os valores máximos das tensões são próximos aos da simulação em modo “estático” realizada.

Relativamente à tensão média p , nos mapas de tensões, verifica-se que o bolbo de tensões apresenta uma forma similar ao das tensões verticais. No modo vibratório apresenta uma largura maior devido à importância das tensões horizontais. No mapa equivalente apresentado por Huerne as tensões estendem-se por debaixo do rolo também, que pode estar relacionado com a forma de carregamento. Huerne considera o rolo “estático” com rotação a velocidade constante e o material da camada móvel, similar a um fluido, com velocidade de translação definida. A evolução da tensão durante uma passagem é semelhante nas simulações dos dois modos, verificando-se uma degradação da tensão um pouco maior em altura no modo vibratório tal como concluído da análise dos mapas de tensões e da distribuição da velocidade das partículas na assembleia.

A tensão desviatória q , que representa o desvio relativamente ao estado de tensão isotrópico, nos mapas de tensões, para o modo “estático” apresenta-se qualitativamente e quantitativamente próximo na simulação realizada com os dois modelos numéricos distintos, MED e MEF. No modo vibratório a distribuição da tensão é similar à verificada para p . É mais notório a rotação do bolbo de tensões devido à aplicação da carga em movimento combinado de rotação e translação.

Huerne baseia a modelação da compactação de misturas betuminosas no pressuposto de que existe compactação, em obra pelos cilindros, para trajectórias de tensões com rácios q/p baixos. Segundo a Teoria dos Estados Críticos quanto mais baixo o rácio maiores as deformações volumétricas e menores as deformações por corte. Nas simulações realizadas para os dois modos foram obtidos rácios mais elevados que os obtidos por Huerne. Entre 2 e 5 no modo “estático” e entre 2 e 3 no modo vibratório enquanto para Huerne os valores oscilam entre 1 e 2. Apesar do aumento das tensões horizontais no modo vibratório não existe desequilíbrio na trajectória das tensões, apresentando para todas as camadas e passagens valores

semelhantes enquanto que no modo “estático” a camada superficial apresenta valores bastante mais baixos que as restantes camadas e existe um aumento dos valores com o aumento das passagens efectuadas. Assim pode concluir-se que o modo “estático” de compactação conduz a maiores deformações por corte, risco de provocar fendilhamento, e com maior probabilidade descompactações (variação volumétrica positiva) do que o modo vibratório.

Após as simulações descritas realizou-se a análise da influência de alguns parâmetros não avaliados no trecho experimental. Foram seleccionados a velocidade de circulação do cilindro e a frequência de vibração.

A análise da força de contacto permitiu concluir que o aumento da velocidade provoca uma variação proporcional da força necessária à compactação definida, sendo a variação maior do que a prevista. Para uma velocidade maior é necessário um cilindro mais eficaz. A variação é no entanto diferente nos dois modos de acção do cilindro, tendo-se verificado que a variação da velocidade é mais influente no modo “estático” que no vibratório. Assim aconselha-se um maior cuidado na verificação da velocidade do cilindro quando actua no modo “estático”.

Relativamente à influência da frequência de vibração verificou-se que o aumento da frequência, com manutenção da amplitude, é benéfico à compactação uma vez que gera forças de contacto menores. São necessárias forças menores no modelo numérico para se obter a mesma deformação. O aumento em 10 Hz provoca uma diminuição da força máxima média em 15% enquanto a diminuição em 10 Hz aumenta em 29% a força ao longo das passagens. Verifica-se uma maior sensibilidade do modelo para valores menores da frequência pois a diminuição em 5 Hz apenas induz uma força média 11% menor.

A validação do modelo numérico face aos ensaios laboratoriais foi feita para condições de velocidade de carregamento diferentes pelo que neste caso o modelo poderá não responder adequadamente. Estes resultados estão de acordo com o previsto pelo conhecimento do comportamento mecânico do rolo mas contrariam as conclusões de vários estudos sobre a diminuta influência da frequência na compactação atingida em obra.

O modelo numérico utilizado bem como os restantes procedimentos mostraram ser razoavelmente capazes da modelação da compactação de misturas betuminosas em campo. O modelo numérico apresenta dificuldades como a inversão do processo real (imposição de um deslocamento e medição da força), a experiência necessária do utilizador para desenvolver uma análise similar e alguns elementos físicos do comportamento da mistura betuminosa não integrados de forma directa no modelo numérico (variação da temperatura e contactos de agregados finos no interior do mastique). No entanto, os resultados mostraram que a evolução da deformação, elástica e plástica, da força de contacto, das tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} e dos parâmetros p , q e q/p quer dentro da assembleia como ao longo das passagens estão de acordo na generalidade com o expectável e com o descrito por outros investigadores como Huerne.

6 – CONSIDERAÇÕES FINAIS

6.1 Síntese do trabalho e conclusões

A compactação de misturas betuminosas, apesar de ser a última fase do processo de construção de uma camada betuminosa é essencial para a dotar das características necessárias ao bom desempenho em serviço. Uma camada constituída por uma matriz de partículas mais densa apresenta melhores características mecânicas, degradando mais eficazmente as cargas a que é sujeita, e é impermeável, minorando o envelhecimento do betume pelos agentes atmosféricos. A compactação de misturas betuminosas não se esgota na fase de construção. Por exemplo a compactação laboratorial e o controlo da compactação são duas áreas fundamentais também.

Neste trabalho pretendeu-se estudar a área da compactação de misturas betuminosas, em várias das suas vertentes. De modo a enquadrar o trabalho, no Capítulo 2 faz-se a revisão bibliográfica dos vários ramos do problema, relacionados com as relações tensão-deformação da mistura betuminosa, a forma de medir e especificar a compactação, a influência dos parâmetros da mistura, das condições atmosféricas e dos equipamentos, de obra e laboratoriais, no trabalho de compactação necessário e possível.

No Capítulo 3 são descritos os ensaios de campo realizados com intuito de melhor definir o processo de compactação em obra, através da avaliação da influência de vários parâmetros dos cilindros e da obra no grau de compactação conseguido.

No Capítulo 4 procede-se à modelação numérica da compactação de misturas betuminosas, começando pela selecção do método numérico e em seguida o estudo dos elementos necessários à sua validação para a análise deste problema de engenharia especificamente. Foi aplicado um método micromecânico, o Método de Elementos Discretos, com resultados favoráveis na reprodução numérica de um procedimento de compactação estática laboratorial a três tipos de misturas betuminosas.

Por fim, o Capítulo 5 é dedicado à modelação numérica de um caso de obra. A partir das condições de modelação estudadas no capítulo anterior e dos resultados obtidos num trecho experimental, em contexto de obra, realizado especificamente para este efeito, foi reproduzida numericamente a compactação de uma camada de betão betuminoso 0/16 mm com um cilindro de rasto liso nos modos “estático” e vibratório. Os resultados (força de contacto em cada passagem, porosidade, deformações elástica e plástica, mapas e trajectórias de tensões na assembleia) são comparados com os apresentados por Huerne (2004), que desenvolveu a simulação numérica, com recurso ao Método de Elementos Finitos e à Teoria dos Estados Críticos, da compactação de uma camada de misturas betuminosas com um cilindro de rasto liso em modo “estático”.

De seguida procede-se à análise do cumprimento dos objectivos previamente definidos ao trabalho, com destaque para as conclusões alcançadas.

“Sintetização do conhecimento actual sobre os elementos relacionados com a compactação de misturas betuminosas, em laboratório e em obra”

Através de intensa pesquisa bibliográfica e revisão científica dos elementos encontrados procurou-se agregar a informação disponível sobre a compactação de misturas betuminosas. A informação foi classificada nos seguintes temas: teorias da compactação; objectivo “compactação”; compactação laboratorial; compactabilidade; controlo da compactação; tempo disponível para a compactação; meios de compactação em campo. As principais conclusões obtidas são as seguintes:

- A compactação de misturas betuminosas é um problema bastante complexo, com muitas vertentes e sujeito à influência de elementos afectos à mistura betuminosa e externos ligados aos meios de compactação e às condições climáticas;
- Alguns investigadores têm procurado explicar as relações tensão/deformação na mistura betuminosa durante a compactação com teorias desenvolvidas para materiais granulares ou solos, em diferentes condições de estado e carregamento; a Teoria dos Estados Críticos parece conseguir descrever de forma mais adequada as trajectórias de tensão que originam a compactação e em certos casos a descompactação do que a Teoria de Mohr-Colomb, na versão normal ou adaptada por Nijboer, no entanto existe muito trabalho a desenvolver na definição das formas da envolvente de ruptura, das trajectórias de deformação na superfície da envolvente, etc; a Teoria da Consolidação é a que parece ser menos capaz de descrever o comportamento das misturas betuminosas durante a compactação, pois ao contrário do que é defendido por Richards *et al.* (1999) muitos estudos concluíram que a compactação estática apresenta mais dificuldades em obter um estado denso do material do que estados de tensão variáveis, embora desperte, bem, a questão do comportamento do betume sob condições de carregamento rápido (cilindro vibrador) para o qual o conhecimento actual não consegue responder;
- Existem vários parâmetros que podem descrever o estado de compactação, tais como a porosidade, o grau de compactação e o *VMA*; todos estes elementos se utilizados de forma consciente podem ser utilizados para definir o estado de compactação e se este cumpre os objectivos de comportamento predefinidos em serviço; o grau de compactação pode ser definido com base em diversas baridades de referência (laboratorial, máxima teórica, teste de obra, ensaio de recusa ao adensamento) para o qual os limites máximo e mínimo impostos terão de ser ajustados pois não representam o mesmo estado do material;
- Existem muitos equipamentos laboratoriais de compactação disponíveis, com prevalência de utilização do compactador por impacto por estar associado ao método de formulação Marshall; nenhum dos métodos existentes consegue reproduzir as misturas betuminosas fabricadas em obra, seja pela porosidade global ou a distribuição da porosidade e dos elementos no provete dos quais

resultam inevitavelmente diferentes comportamentos mecânicos; os equipamentos com maiores potencialidades são o *kneading*, o giratório e o rolo, os quais com recurso a algumas medidas de tratamento dos provetes (cortes) se podem obter melhores resultados, havendo necessidade no futuro de estudar os procedimentos mais adequados a cada técnica;

- A compactabilidade é a propriedade que define a relação entre a baridade ou a porosidade e a energia de compactação aplicada, EN12697-10 (2001), tendo-se encontrado na bibliografia muitas metodologias laboratoriais de medição da compactabilidade; o seu estudo em laboratório é importante para a previsão do comportamento em obra, no entanto a variabilidade de condições de ensaio entre as diversas metodologias e as diferenças face aos meios empregues em obra diminuem a sua aplicabilidade; alguns estudos em laboratório e/ou em obra permitiram analisar a influência de alguns parâmetros na compactabilidade das misturas betuminosas, dos quais se destacam para diminuição da resistência à compactação:
 - Agregado: curva granulométrica mais próxima da contínua, com alguma influência da natureza do agregado; D_{max} entre um terço e um sexto da espessura da camada, dependendo do tipo de mistura; aumento da quantidade de filer, com resultados bastante influenciados pela natureza do filer; menor quantidade de agregado britado ou seja agregado com menor rugosidade superficial;
 - Betume: aumento da quantidade de betume;
 - Temperatura: a sua influência depende da susceptibilidade do betume à variação da temperatura, para o qual existe um intervalo adequado definido usualmente pelos valores da viscosidade (2-20 Pa.s); a metodologia não é adequada aos betumes modificados que devido ao comportamento não-newtoniano determina valores demasiado elevados pondo em risco a segurança dos operários e a qualidade do próprio material, não havendo ainda metodologias alternativas com eficácia demonstrada.
- As técnicas utilizadas de medição da baridade podem ser classificadas em laboratoriais e *in-situ*, e as últimas em destrutivas e não destrutivas, todas com vantagens e desvantagens; as técnicas laboratoriais, quer para provetes fabricados em laboratório quer para extraídos em obra (método destrutivo *in-situ*), são precisas mas morosas, enquanto as *in-situ* não destrutivas são rápidas mas com precisão ainda insuficiente para excluir a utilização das primeiras;
- A previsão do tempo disponível para a compactação em obra é fundamental, em condições de gestão eficiente das operações em obra, para a definição dos equipamentos necessários à conclusão do trabalho com uma compactação adequada; os fenómenos de troca de calor entre a camada e a envolvente estão bem definidos cientificamente, podendo encontrar-se alguns modelos de fácil utilização, no entanto existem lacunas na medição das propriedades térmicas das misturas, com bastante influência na precisão dos valores estimados;
- Na compactação em obra são necessários dois tipos de equipamentos, uma pavimentadora e um ou mais cilindros; a pavimentadora efectua o espalhamento e promove a pré-compactação e os cilindros asseguram a restante compactação e uma superfície regular; existem cilindros de pneus e de rasto

liso, sendo que estes últimos podem actuar no modo “estático” ou “dinâmico” (vibração, vibração orientada e oscilação); o modo vibração está disponível na grande maioria dos cilindros de rasto liso e é utilizado já acerca de 40 anos enquanto os restantes modos “dinâmicos” estão pouco divulgados e produzidos apenas pela empresa detentora da patente; a energia de compactação aplicada por cada cilindro depende do modo de actuação e da interacção com o pavimento, dificultando a análise da performance em cada situação, daí que não existiam metodologias de cálculo do número de passagens do cilindro em cada caso; distintos donos de obra especificam diferentes combinações de cilindros utilizados e sequência de utilização, que aliado à extensa gama de cilindros fabricados por várias empresas e a falta de conhecimento do comportamento aumenta a variabilidade da compactação em obra; os estudos do comportamento dos cilindros foram na sua grande maioria realizados sob materiais granulares ou são bastante antigos quando sob misturas betuminosas, existindo clara necessidade de aprofundar os conhecimentos face aos novos tipos de misturas e cilindros.

Com base nos elementos descritos acredita-se ter conseguido congrega os conhecimentos existentes de forma a suportar este e/ou futuros trabalhos nesta área.

“Avaliação da influência de diversos parâmetros na compactação conseguida em obra”

A partir da pesquisa bibliográfica efectuada, e descrita no Capítulo 2, que determinou as lacunas de conhecimento existentes no comportamento dos cilindros, foi desenvolvida uma experiência em contexto de obra com o objectivo de determinar a influência dos seguintes parâmetros: carga linear; modo de compactação; parâmetros dinâmicos dos modos “dinâmicos”; combinação do modo “estático” com o modo “dinâmico”; temperatura; número de passagens.

A experiência foi executada durante a pavimentação da camada de base (mistura similar a macadame betuminoso com D_{max} 32 mm e betume 50/70) e de desgaste (mistura tipo SMA com D_{max} 11 mm e betume modificado *Styrell 45A*), com espessuras finais, respectivamente, 14 cm e 3,5 cm. No total, foram utilizados cerca de 7200 m² de área de pavimentação para os ensaios experimentais. A baridade foi medida com dois equipamentos *in-situ* não destrutivos, o PQI e o gamadensímetro.

A análise dos resultados baseou-se numa análise estatística com modelos de regressão, tendo-se obtido as seguintes conclusões:

- Os dois equipamentos de medição utilizados mediram resultados diferentes, variando com a camada em análise; o PQI mediu, em média, valores mais altos na camada de base e mais baixos na camada de desgaste que o equipamento Troxler; a humidade superficial existente durante a pavimentação da camada de base poderá ter originado os elevados valores medidos com o PQI; o aumento da variabilidade de medição, em cada secção, com o equipamento PQI da camada de base para a de desgaste deverá estar relacionada com a influência da espessura (redução) e textura

- superficial (aumento);
- Na camada de base, em média, 8 passagens do cilindro foram suficientes em quase todos os casos para atingir o grau de compactação mínimo enquanto na camada de desgaste o mesmo número de passagens não foi suficiente na maioria dos casos; os resultados previstos por FGSV (2004) para a compactação da camada de desgaste são bastante mais pessimistas que os obtidos;
 - É possível expressar o grau de compactação em função das variáveis conhecidas à partida, e outras medidas facilmente durante a realização, com um modelo de regressão; o modelo matemático que obteve melhores resultados foi o exponencial; as expressões determinadas a partir dos dados medidos com o equipamento PQI apresentam um ajuste bom, com coeficiente de determinação acima de 0,85;
 - O tipo de camada a compactar, o número de passagens e a temperatura foram as variáveis que apresentaram uma maior importância no grau de compactação atingido; na regressão “Troxler” é o número de passagens o factor mais influente enquanto na regressão “PQI” é, de forma bastante destacada, o tipo de camada;
 - Os modos de compactação “dinâmicos” (vibração, oscilação, vibração-oscilação) apresentaram melhores resultados que o modo “estático”; o cilindro actuando com ambos os rolos em modo “dinâmico” é mais eficaz do que quando apenas um deles actua em modo “dinâmico”; os modos vibratório e oscilatório apresentaram uma performance semelhante;
 - A frequência dos modos “dinâmicos” não influenciou estatisticamente o grau de compactação;
 - A realização de 4 passagens em modo “estático” após as passagens regulamentares é influente, mas com importâncias distintas determinadas pelas duas regressões; na regressão “Troxler” as 4 passagens têm um efeito semelhante a mudar de modo estático-estático para o vibração-oscilação e segundo a regressão “PQI” a mudar de modo estático-estático para o oscilação-estático.

Os ensaios à escala real apresentam dificuldades de organização e custo elevado, não é possível discriminar todas as variáveis influentes e estão sujeitas à imprevisibilidade das condições atmosféricas, pelo que apesar de se conseguir reproduzir quase fielmente a construção em obra, seria útil a existência de uma alternativa fiável para utilização corrente.

“Análise da possibilidade de estudar numericamente a compactação de misturas betuminosas”

A primeira parte desta tarefa centrou-se na selecção da tipologia do método numérico a utilizar. O método numérico seleccionado foi o Método de Elementos Discretos (MED), no qual os materiais são discretizados num conjunto de pequenas partículas rígidas que interagem através de contactos deformáveis, permitindo que durante o carregamento se formem e rompam contactos sucessivamente. Este método é classificado nos métodos de base discreta ou micromecânicos, os quais se distinguem dos métodos de base contínua por determinarem a resposta macroscópica simulando a interacção dos diferentes elementos constituintes do material. O MED foi seleccionado porque as misturas betuminosas são constituídas por três elementos distintos (agregados, betume e ar) que sofrem deformações elevadas durante o processo de compactação, as

quais muito dificilmente poderiam ser modeladas num espaço de tempo exequível pelos métodos de elementos de treliça (MET) ou de elementos finitos (MEF). Optou-se por modelar a duas dimensões por ser mais simples e rápido, pois os modelos numéricos tridimensionais tornam-se muito morosos não havendo ainda muitas utilizações em estudos micromecânicos.

Na análise bibliográfica à aplicação de métodos micromecânicos ao estudo de misturas betuminosas verificou-se que a maioria utilizou o MED na modelação do comportamento mecânico, por comparação com diversos ensaios laboratoriais, recorrendo a modelos em duas dimensões reconstruídos por análise de imagens fotográficas. Os estudos apontaram também que a ligação agregado-mastique é fundamental na modelação, tendo utilizado a maioria o modelo de contacto elástico linear embora advoguem a utilização de modelos viscoelásticos. Foram encontrados alguns estudos sobre a compactação de outros materiais, que não as misturas betuminosas, nos quais concluíram que o MED, algumas vezes associado também ao MEF, é capaz de modelar o processo, pelo que motivou mais ainda a utilização neste trabalho.

Após a decisão do método numérico a utilizar foi seleccionado o procedimento para a validação da modelação da compactação de misturas betuminosas com o MED. A escolha recaiu sobre a compactação estática laboratorial, por compressão uniaxial em apenas uma face do provete, por ser simples e adequada a um estudo inicial. A mistura betuminosa seleccionada foi o betão betuminoso 0/16 mm (BB 0/16), em camada de desgaste, por ser uma mistura comum em Portugal.

A primeira fase de qualquer processo de modelação é a geração do provete numérico, em que no MED consiste em preencher o domínio de análise de partículas, com dimensão definida, e estabelecer a rede de contactos iniciais. Esta fase é fundamental pois determina a forma como a assembleia reage aos carregamentos impostos. Com base nos métodos de geração encontrados na bibliografia foi desenvolvido um método composto, o qual agrupa sequencialmente os métodos de geração por multi-camadas e deposição por gravidade. Para a definição das dimensões das partículas, todas circulares, considerou-se a distribuição volumétrica com igual distribuição em volume no provete e em secção transversal na assembleia. Com base no equilíbrio entre a reprodução numérica do problema e a exequibilidade do cálculo, e na definição de mastique betuminoso mais aceite actualmente (mastique constituído por betume, filer e agregado até 2 mm) decidiu-se considerar a assembleia constituída por agregado maior que 2 mm e mastique betuminoso, com partículas de dimensão 1 mm. As assembleias são “aleatórias e realistas”, com porosidade próxima da pretendida e baixa variabilidade, tensões residuais, poucos contactos, inexistência de partículas flutuantes e histograma polar de contactos aceitável.

A modelação iniciou-se com a utilização do modelo de contacto elástico linear em todos os contactos, tendo-se verificado que não era capaz de induzir um nível de deformações permanentes similar ao obtido nos ensaios laboratoriais, mesmo com introdução de resistência à tracção através de “adesão pontual”. Concluiu-se também que o módulo de rigidez do contacto e o atrito são bastante importantes no crescimento

da força durante o carregamento imposto. A monitorização da porosidade na assembleia permitiu concluir que não é possível reproduzir a evolução da porosidade durante o carregamento numa assembleia bidimensional.

A utilização do modelo de Burgers em alguns dos tipos de contactos existentes na assembleia, com partículas de mastique, permitiu aproximar os resultados da simulação aos dos ensaios laboratoriais. Uma vez que os resultados das simulações com o modelo de Burgers não apresentavam uma completa adequação aos resultados laboratoriais obtidos, foram implementados três procedimentos desenvolvidos especificamente para o efeito. O primeiro consiste no aumento do número de contactos na assembleia inicial de forma a aumentar a resistência à compactação na parte inicial da fase 1 do ensaio. O segundo e o terceiro consistem no aumento da rigidez da assembleia com a deformação desta, respectivamente, aumento da rigidez do modelo de contacto e agregação das partículas em CLUMPS. Ambos pretendem reproduzir na assembleia numérica o comportamento do filme de betume com a deformação e a estrutura de agregado fino no mastique betuminoso que se forma com a evolução da compactação, cujos efeitos revelaram ser importantes na reprodução do comportamento obtido em laboratório. As duas últimas técnicas em conjunto com a primeira revelaram-se capazes de aproximar o comportamento da assembleia ao dos ensaios laboratoriais.

Após os resultados numéricos favoráveis, aplicou-se a metodologia a duas novas misturas com comportamento diferente da primeira. As novas misturas betuminosas, argamassa betuminosa 0/5 mm (AB 0/5) e betão drenante 0/8 mm (BD 0/8), foram seleccionadas com base no critério da compactabilidade. A metodologia desenvolvida anteriormente para a mistura BB 0/16 permitiu obter bons resultados com as misturas AB 0/5 e BD 0/8, apesar das diferenças significativas de comportamento entre as três misturas. A mistura BD 0/8 obteve resultados numéricos semelhantes aos laboratoriais com a implementação do modelo de Burgers enquanto na mistura AB 0/5 foram implementadas as técnicas de optimização desenvolvidas para a mistura BB 0/16, justificado pelas diferentes composições da mistura (mastique).

Os modelos micromecânicos (MED) mostraram ser uma ferramenta capaz de estudar o fenómeno complexo que é a compactação de misturas betuminosas, cumprindo-se o objectivo traçado. Adicionalmente identificaram-se os procedimentos e opções mais indicadas para esta análise em concreto, possibilitando a progressão para o estudo do objectivo seguinte.

“Aplicação do modelo numérico a um caso real”

De forma a desenvolver a modelação desejada procedeu-se a uma experiência de campo, mais pequena e pormenorizada que a descrita no Capítulo 2. A experiência consistiu na pavimentação e compactação de uma camada de mistura betuminosa BB 0/16 num troço de 50 m, dividido em dois trechos com metade do comprimento segundo o modo de compactação utilizado. Um dos trechos foi compactado, com um cilindro de rasto liso de 7,6 ton, no modo “estático” e o outro no modo vibratório. Em cada trecho monitorizou-se a

evolução da compactação e da temperatura e no segundo trecho adicionalmente a vibração de um dos rolos vibratórios do cilindro, dados necessários à modelação proposta.

No trecho 1 a camada foi pavimentada com uma espessura de 66 mm, ligeiramente inferior à pretendida, com uma maior diferença no trecho 2. Em ambos os trechos, 8 passagens não foram suficientes para atingir 97% de grau de compactação ($G_{C_{min}}$). A evolução da compactação relativa entre os modos não apresentou o comportamento esperado, com o modo “estático” a ter uma maior performance nas primeiras passagens. Na modelação do modo vibratório optou-se por utilizar os dados previstos pela metodologia descrita em FGSV (2004), os quais se relacionam bem com a baridade inicial e final dos provetes extraídos em obra. O arrefecimento verificado em obra esteve de acordo com o previsto pelos modelos numéricos PAVECOMP e PAVECOOL. O comportamento dinâmico do rolo no modo vibratório foi monitorizado com acelerómetros uniaxiais colocados junto ao eixo. Das 16 medições possíveis, duas por passagem, apenas foram obtidas 8 medições com sucesso. Ao contrário do defendido por diversos autores, não se verificou um aumento significativo das acelerações com o aumento da compactação e o rolo actuou sempre no modo “elevação parcial”, que corresponde a um período de tempo em cada ciclo em que não existe contacto entre o rolo e a superfície da camada a compactar.

A acção de cada rolo do cilindro foi simulada através da imposição de um deslocamento vertical de uma parede circular, com velocidade de translação e rotação definidas, e monitorização da força de contacto durante o percurso. Das duas opções de carregamento desenvolvidas, optou-se pela “opção B” por ser mais simples de coordenar e rápida. De acordo com o ilustrado na Figura 4.34, na “opção B” o rolo é colocado inicialmente na posição vertical final, mas antes da assembleia (1), em termos longitudinais, e de seguida efectua o rolamento até à posição final (2). A força e a deformação plástica são comparadas com as previstas no ensaio de campo. A componente elástica da deformação, à qual se adiciona a componente plástica conhecida, é definida de modo a que exista uma redução da espessura da camada em cada passagem de acordo com o medido nos ensaios.

A compactação em obra, com um cilindro de rasto liso, apesar de ser um problema tridimensional, pode ser estudado assumindo um Estado Plano de Deformação (EPD). O modelo numérico estudado no PFC2D tem uma natureza bidimensional que se traduz pela aplicação de somente duas componentes de força e um momento. Em termos espaciais pode considerar-se que o modelo representa a interacção de um conjunto de cilindros ou esferas cujos centros de gravidade actuam sobre um mesmo plano. Assim o modelo não representa um estado plano de deformação ou de tensão. São utilizados os princípios da Teoria da Elasticidade para o cálculo das tensões na direcção ortogonal ao plano de estudo, com as mesmas considerações de Huerne (2004), para aproximar às condições de um EPD. Os resultados obtidos foram comparados com os apresentados em Huerne (2004), que descreve a simulação da compactação de misturas betuminosas com cilindro de rasto liso em modo “estático” com um método de elementos finitos em base contínua e recorrendo à teoria dos estados críticos.

Nas simulações verificou-se que a utilização do modelo de contacto de Burgers, com parâmetros similares aos utilizados nas simulações laboratoriais, nos contactos do tipo 1, 2, 4, 7 e 8 (enumerados em 5.3.3.1), permite que a assembleia apresente uma redução de espessura de acordo com o especificado e uma variação do rácio das deformações elástica e plástica plausível, mas a força de contacto apresenta valores baixos em metade das passagens. Concluiu-se que a assembleia não reproduz adequadamente o aumento do número de contactos para deformações elevadas e o comportamento do filme de betume deverá ser tido em conta. Estes factores adicionados, para as novas condições de simulação, ao efeito redutor no tempo da rigidez do modelo de contacto e a não implementação de uma correcção devido à variação da temperatura gera um desfasamento entre o comportamento da assembleia e do material, crescente para deformações elevadas (últimas passagens).

A introdução das ferramentas de endurecimento em função da deformação desenvolvidas, ou seja o aumento da rigidez do modelo de contacto e a agregação das partículas em CLUMPS aplicado em separado ou em simultâneo na simulação, cujos critérios de actuação evoluem com o número de passagens de forma a considerar a acção dos novos efeitos, revelou-se eficaz na reprodução da evolução da força durante as passagens do cilindro. No modo vibratório a força de contacto apresentou em cada passagem um comportamento do tipo “perda parcial de contacto”, similar ao medido, no entanto as forças máximas médias foram mais elevadas que as previstas dos dados experimentais, nas quais se considerou um ângulo de fase a partir das medições de Anderegg & Kaufmann (2004), pelo que não se podem confirmar.

A comparação da actuação das ferramentas de endurecimento da assembleia com a deformação permitiu concluir que a formação da estrutura mineral do interior do mastique e o filme de betume deverão apresentar um comportamento diferente consoante a actuação da acção estática ou dinâmica.

De acordo com o previsto o rácio das deformações elástica e plástica é continuamente crescente com o número de passagens em todas as simulações, com a excepção da simulação “S_cl”, na qual se implementou apenas a ferramenta de agregação de partículas em CLUMPS, pelo que se concluiu não ser adequada a aplicação isolada desta ferramenta. Os valores do rácio são no entanto mais baixos que os apresentados por Huerne, em parte justificado pelas diferenças no volume de agregado nas misturas testadas nos dois trabalhos.

Huerne defende que a compactação é um processo de médias sucessivas, num princípio de equilíbrio, no sentido da homogeneização do provete de forma iterativa. As deformações em cada altura da camada dependem da relação entre as tensões aplicadas e as deformações sofridas anteriormente, pelo que existe uma alternância entre as zonas com maior deformação com o número de passagens efectuadas. Nas simulações realizadas verificou-se de um modo geral este comportamento, embora exista uma tendência decrescente da variação em cada passagem mais importante do que a verificada por Huerne nas suas simulações.

A análise das tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} e dos parâmetros p , q e q/p segundo a Teoria dos Estados Críticos para momentos específicos do carregamento e durante algumas passagens (apenas p , q e q/p) permitiu concluir que:

- Relativamente a σ_x o rolo origina uma zona comprimida mais concentrada à frente do centro do rolo mas com dimensões diferentes nos dois modos de actuação; no modo “estático” é superficial e de pequena largura enquanto no modo vibratório se estende a toda a altura, não justificável apenas pela diferença da deformação vertical imposta;
- Quanto a σ_y , o rolo impõe um bolbo de tensões com aspecto geral semelhante aos desenvolvidos a partir das expressões de Boussinesq para carregamentos superficiais estáticos de características variadas, com maior dimensão no modo vibratório; a degradação das tensões com a distância ao ponto de carregamento é ligeiramente maior em altura e menor em largura no modo vibratório; no modo vibratório parece existir um efeito de reflexão da acção vibratória junto à base que anula as tensões nesta zona;
- Relativamente à tensão média p , nos mapas de tensões, verifica-se que o bolbo de tensões apresenta uma forma similar ao das tensões verticais; no modo vibratório apresenta uma largura maior devido à importância das tensões horizontais;
- A tensão desviatória q , que representa o desvio relativamente ao estado de tensão isotrópico, nos mapas de tensões, para o modo “estático” apresenta-se qualitativamente e quantitativamente próximo na simulação realizada com os dois modelos numéricos distintos, MED e MEF; no modo vibratório a distribuição da tensão é similar à verificada para p ;
- A evolução da tensão p e q durante uma passagem é semelhante nas simulações dos dois modos, verificando-se uma degradação da tensão um pouco maior em altura no modo vibratório tal como concluído da análise dos mapas de tensões e da distribuição da velocidade das partículas na assembleia;
- Os rácios q/p são mais elevados que os obtidos por Huerne, entre 2 e 5 no modo “estático” e entre 2 e 3 no modo vibratório enquanto para Huerne os valores oscilam entre 1 e 2;
- Apesar do aumento das tensões horizontais no modo vibratório não existe desequilíbrio na trajectória das tensões, apresentando para todas as camadas e passagens valores semelhantes enquanto que no modo “estático” a camada superficial apresenta valores bastante mais baixos que as restantes camadas e existe um aumento dos valores com o aumento das passagens efectuadas; resumindo o modo “estático” de compactação conduz a maiores deformações por corte, com risco de provocar fendilhamento e descompactações (variação volumétrica positiva) do que o modo vibratório.

Após as simulações descritas realizou-se a análise da influência de alguns parâmetros não avaliados no trecho experimental (velocidade de circulação do cilindro e frequência de vibração), tendo-se concluído que:

- O aumento da velocidade provoca uma variação proporcional da força necessária à compactação definida, sendo a variação maior do que a prevista inicialmente; a variação da velocidade é mais

influyente no modo “estático” que no vibratório pelo que se aconselha um maior cuidado na verificação da velocidade do cilindro quando actua no modo “estático”;

- No modelo numérico o aumento da frequência, com manutenção da amplitude, é benéfico à compactação uma vez que gera forças de contacto menores para se obter a mesma deformação (aumento em 10 Hz provoca uma diminuição da força máxima média em 15% enquanto a diminuição em 10 Hz aumenta em 29% a força ao longo das passagens); uma vez que os resultados estão de acordo com o previsto pelo conhecimento do comportamento mecânico do rolo mas contrariam as conclusões de vários estudos, inclusive o descrito no Capítulo 3, sobre a diminuta influência da frequência na compactação atingida em obra o modelo poderá não responder adequadamente perante condições de velocidade de carregamento diferentes das utilizadas na validação pelo que são necessários mais estudos.

O modelo numérico utilizado bem como os restantes procedimentos desenvolvidos mostraram ser razoavelmente capazes da modelação da compactação de misturas betuminosas em campo, apresentando uma evolução da deformação, elástica e plástica, da força de contacto, das tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} e dos parâmetros p , q e q/p quer dentro da assembleia como ao longo das passagens na generalidade de acordo com o expectável e com o descrito por outros investigadores como Huerne. A metodologia surge como uma alternativa viável à aplicada por Huerne.

6.2 Desenvolvimentos futuros

Neste ponto descrevem-se propostas de desenvolvimento futuros surgidas durante a realização do trabalho, algumas que não se enquadravam nos objectivos definidos à partida e outras que devido às limitações inerentes, recursos e tempo, não se conseguiu estudar convenientemente.

As primeiras propostas surgiram durante o desenvolvimento do Capítulo 2, cujo objectivo era analisar a informação existente, dispersa, de forma a suportar este e/ou outros trabalhos. As propostas, consideradas mais relevantes, são as seguintes:

- Aprofundamento da aplicação da Teoria dos Estados Críticos ao estudo da compactação de misturas betuminosas, com destaque para a monitorização das trajectórias de tensão e deformação durante o processo, para diferentes misturas, cilindros e modos de compactação;
- Análise da distribuição dos elementos (agregado, betume e ar) no interior dos provetes fabricados por diferentes compactadores laboratoriais e extraídos em obra, recorrendo a tecnologias como o GVL e a tomografia por raios-X;
- Análise comparativa da medição da compactabilidade com base na norma EN12697-10 (2001) pelos quatro procedimentos em diferentes misturas betuminosas, correlacionando com trechos de

ensaio, de forma a encontrar os campos de aplicação de cada metodologia; e procurar correlações entre a compactabilidade medida em laboratório e o comportamento em campo;

- Estudo da influência das propriedades da mistura betuminosa e da superfície na precisão dos equipamentos de medição da baridade *in-situ* não destrutivos e/ou definição de procedimentos de calibração adequados;
- Medição das propriedades térmicas das misturas betuminosas correntemente utilizadas em Portugal, de forma a estimar com maior precisão o tempo disponível para a compactação nas condições portuguesas;
- Análise das condições de funcionamento dos cilindros de rasto liso em diferentes modos “dinâmicos”, para diferentes misturas betuminosas e estados de compactação;
- Análise da viabilidade dos cilindros ditos inteligentes em otimizar o processo de compactação.

Das propostas indicadas, algumas foram analisadas no trabalho. No entanto de acordo com o apresentado na secção 6.1, existem alguns pontos que necessitam de mais estudos, dos quais se destacam:

- A previsão com FGSV (2004) do número de passagens do cilindro de rasto liso, nos dois modos de compactação, para atingir o $G_{c_{min}}$ (97%), na camada de mistura tipo SMA 0/11S revelou-se demasiado pessimista enquanto para a mistura tipo BB 0/16 revelou-se adequada; desta forma a metodologia deverá ser testada/desenvolvida para mais misturas betuminosas e condições de compactação em campo, eventualmente utilizando os valores da compactabilidade/resistência à compactação medida com as metodologias alternativas propostas na norma EN12697-10 (2001), pois a correlação do comportamento em laboratório e em campo não está em causa e é um alvo a prosseguir;
- Nos ensaios de campo verificou-se que o gamadensímetro e o PQI medem valores distintos da baridade, e inferiu-se que a humidade superficial deverá ter influenciado as medições do PQI na camada de base e a textura superficial e espessura na camada de desgaste; deverão ser realizados mais testes comparativos entre os dois tipos de equipamentos e métodos laboratoriais, em condições correntes em Portugal (misturas betuminosas e espessuras), de forma a identificar melhor as condições de utilização, pois a existência de um equipamento de medição não destrutivo, rápido e fiável em obra seria uma grande mais-valia;
- Nos ensaios de campo concluiu-se que o tipo de camada a compactar, a temperatura e o número de passagens são os factores que mais influenciam o grau de compactação, no entanto a importância relativa de cada factor depende do equipamento de medição utilizado; considera-se relevante realizar mais testes para validar o grau de influência de cada variável em condições diferentes (misturas betuminosas, espessuras, etc.);
- Nos ensaios de campo concluiu-se que o modo de compactação Vibração-Oscilação apresenta maior performance que os modos em que apenas um dos rolos actua no modo “dinâmico”, e que estes apresentam performance semelhante; no futuro deveria avaliar-se a diferença do modo Vibração-Oscilação para o que ambos os rolos actuam no modo vibratório ou no modo oscilatório;

- No trecho experimental, descrito no Capítulo 5, verificou-se que o rolo vibrador actuou em todas as passagens em modo de “perda parcial de contacto” e houve apenas um incremento ligeiro das acelerações máximas da primeira para a segunda passagem, que contradiz as indicações de Anderegg & Kaufmann (2004); aconselha-se a monitorização do comportamento do cilindro no modo vibratório em diferentes condições para determinar em que situações ocorrem cada um dos modos, pois as forças de contacto são muito diferentes nos dois estados de actuação;

Outras propostas estão relacionadas com a modelação numérica realizada, seleccionando-se para um próximo trabalho as seguintes:

- As partículas utilizadas no modelo numérico possuem forma circular; na realidade os agregados possuem formas mais complexas pelo que deverão ser incorporadas no modelo; no caso do PFC2D pode utilizar-se a função CLUMP para “fabricar” diferentes formas;
- O mastique betuminoso foi reproduzido na assembleia numérica com partículas circulares de diâmetro igual a 1 mm; o mastique betuminoso, segundo a definição apresentada, integra as partículas de agregado com dimensão até 2 mm pelo que uma próxima modelação numérica com DEM deve integrar partículas de diferentes tamanhos, eventualmente de acordo com a curva granulométrica do agregado fino;
- O modelo de Burgers, em combinação com as ferramentas de endurecimento nas misturas de granulometria contínua (AB 0/5 e BB 0/16), revelou ser o modelo de contacto mais indicado para a modelação da interacção de partículas de mastique; a variação dos valores dos parâmetros do modelo de Burgers e das ferramentas de endurecimento estão de acordo com as características gerais das misturas; considera-se importante no futuro correlacionar os valores dos parâmetros com as diferentes propriedades físicas da mistura (granulometria e natureza dos agregados e filler, tipo de betume, etc.); as diferenças de endurecimento na assembleia na simulação dos modos “estático” e vibratório indicam que deverão existir diferenças de comportamento do filme de betume e da estrutura mineral no mastique perante as duas acções distintas, revelando-se importante identificar a contribuição de cada fracção para o endurecimento do contacto;
- No modelo numérico do caso de obra foi considerada a evolução da temperatura de forma indirecta, através da modificação das características das ferramentas de endurecimento com o número de passagens; num próximo estudo deverá ser estudada a evolução das propriedades micromecânicas (parâmetros do modelo de contacto e ferramentas de endurecimento) com a temperatura de forma a incorporar no modelo a modificação das propriedades de acordo com a evolução da temperatura no tempo e em altura na camada (metodologia directa);
- A força de contacto obtida no modo vibratório revelou-se mais elevada do que a prevista, com base na monitorização do funcionamento em obra do rolo e nos valores extrapolados a partir das medições de Anderegg & Kaufmann (2004), pelo que se revela importante monitorizar simultaneamente o eixo excêntrico e o rolo de forma a determinar o ângulo de fase real entre a

excitação e a reacção, do qual se poderá concluir se os valores considerados estão afastados dos reais ou o modelo numérico precisa de um ajustamento para o modo vibratório;

- Na modelação do caso de obra o carregamento foi simulado de forma inversa, com imposição da deformação vertical e monitorização da força de contacto; em próximos estudos deveria procurar-se simular a aplicação de uma força, constante ou variável, e monitorizar a deformação, tal como ocorre numa situação real em campo;
- A base da assembleia numérica do caso de obra foi considerada com uma rigidez muito elevada (parede), que se pode afastar da realidade em determinadas condições (1ª camada betuminosa sobre camada granular); na simulação do modo vibratório as tensões verticais anulam-se junto à base, que se acredita estar relacionado com a reflexão da acção dinâmica; no futuro deverão ser testadas bases, constituídas por diferentes camadas de partículas, de forma a variar a rigidez;
- A análise das tensões σ_x , σ_y , τ_{xy} e dos parâmetros p , q e q/p segundo a Teoria dos Estados Críticos revelou as diferenças de carregamento existentes nos dois modos de compactação; de futuro será muito importante verificar se o padrão identificado persiste em condições diferentes (misturas betuminosas, espessuras, camada subjacente, características do cilindro, etc.) e quais as trajectórias de tensões que provocam o aparecimento de fendilhamento e deformações superficiais exageradas;
- A análise numérica da influência da velocidade de circulação do cilindro na compactação permitiu concluir que o modo “estático” é muito mais sensível à variação da velocidade do que o modo vibratório; como não existem dados experimentais que confirmem esta conclusão é necessário realizar experiências em obra para a validar;
- A análise da evolução da porosidade durante a compactação permitiu concluir que uma assembleia bidimensional não consegue representar a evolução ocorrida na mistura real, pelo que se deverá prosseguir a médio prazo para modelos tridimensionais, apesar das exigências computacionais, de forma a conseguir aproximar a evolução da porosidade e dos contactos durante a compactação.

Pelo trabalho desenvolvido entende-se que estas propostas são necessárias mas devem ser introduzidas passo a passo, não estando ainda acessível ao utilizador comum para a implementação com o objectivo de prever o processo de compactação num caso real.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ASTM D 1188 - "Standard test method for bulk specific gravity of compacted bituminous mixtures using paraffin-coated specimens", ASTM, USA.

ASTM D 2726 - "Standard test method for bulk specific gravity and density of compacted bituminous mixtures using saturated surface - dry specimens", ASTM, USA.

Abbas, Ala R. (2004) - "Simulation of the micromechanical behavior of asphalt mixtures using discrete element method ", PhD Thesis, Washington State University, Washington, USA.

Adam, D. (2000) - "Elastic plastic modelling of homogeneous and layered soil under dynamic loading", Proceedings of the Unbound granular materials - Laboratory testing, in-situ testing and modelling, Lisbon, Portugal, 2000.

Aho, Brian; Vavrik, William; Carpenter, Samuel (2001) - "Effect of flat and elongated coarse aggregate on field compaction of hot-mix asphalt", Transportation Research Record 1761, Vol., pp. 26-31.

AI (1989) - "The asphalt handbook (MS-4)", Asphalt Institute, Lexington, USA.

AI (2001) - "Superpave mix design", Superpave series Nº 2 (SP-2) 3rd Edition, Asphalt Institute, Lexington, USA.

Airey, G.; Westwood, D. (2004) - "High temperature viscosity of polymer and filler modified binder systems", Proceedings of the 3rd Eurasphalt & Eurobitume Congress Vienna 2004, Viena-Austria, 2004.

AMMANN (2004) - "Intelligent compaction with vibratory rollers", Proceedings of the Strategic forum - National Center for Asphalt Technology, Alabama, USA, 2004.

Anderegg, Roland (2005) - "Asphalt mixture stiffness measurement", AMMANN, Switzerland.

Anderegg, Roland; Kaufmann, Kuno (2004) - "Intelligent compaction with vibratory rollers - Feedback control systems in automatic compaction and compaction control ", Journal of the Transportation Research Board Vol. 1868- Soil Mechanics 2004, pp. 124-134.

APORBET (1998) - "Misturas betuminosas - contribuição para a normalização do fabrico e da aplicação", APORBET, Lisboa.

Arquié, Georges (1970) - "Le compactage - routes et pistes d'envol", Eyrolles, Paris, França.

Azari, H.; McCuen, R.; Stuart, K. (2003) - "Optimum compaction temperatures for modified binders", Journal of Transportation Engineering, Vol. 129, pp. 531-537.

Azevedo, Maria Conceição (1993) - "Características mecânicas de misturas betuminosas para camadas de base de pavimentos", Tese de Doutoramento, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, Portugal.

Azevedo, Nuno Monteiro (2003) - "A rigid particle discrete element model for the fracture analysis of plain and reinforced concrete", PhD Thesis, Heriot-Watt University, Edimburg, UK.

Bahia, H.; Hanson, D.; Zeng, M; Zai, H.; Khatri, M. (2001) - "Characterization of modified asphalt binders in superpave mix design", Transportation Research Board, Report nº NCHRP Report 459, Washington, USA.

Bahia, H. U.; Zhai, H.; Bonnetti, K.; Kose, S. (1999) - "Non-linear viscoelastic and fatigue properties of asphalt binders", Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 68, pp. 1-34.

Barros, Rui; Fonseca, Paulo (1996) - "Fabrico, espalhamento e compactação de misturas betuminosas", Proceedings of the Conceção, projecto, construção e conservação de estradas - Curso de formação avançada no âmbito do protocolo JAE/IST Lisboa, Portugal, 1996.

BOMAG (2005) - "Asphalt manager - intelligent compaction", Germany.

BOMAG (2003) - "Soil and asphalt compaction", BOMAG, Germany.

Bragstad, R.; Tell, T. (2005) - "Norwegian experiences and conclusions regarding gyratory compactors", Proceedings of the BCRA 05 - Bearing Capacity of Roads, Railways and Airfields, Trondheim - Norway, 2005.

Branco, Fernando; Pereira, Paulo; Picado-Santos, Luís (2005) - "Pavimentos Rodoviários", Edições Almedina, Coimbra.

Brandl, H.; Adam, D. (1997) - "Sophisticated continuous compaction control of soils and granular materials", Proceedings of the Proceedings of the fourteenth international conference on soil mechanics and foundation engineering, Hamburg, Germany, 1997.

Briaud, J.-L.; Seo, J. (2003) - "Intelligent compaction: overview and research needs", Texas A&M University, USA.

Brown, E. (1990) - "Density of asphalt concrete - how much is needed?" National Center for Asphalt Technology, Report nº NCAT 90-03, Auburn, USA.

Brown, E.; Hainin, M.; Cooley, A.; Hurley, G. (2004) - "Relationship of air voids, lift thickness, and permeability in hot mix asphalt pavements", Transportation Research Board, Report nº NCHRP report 531, Washington, USA.

Buttlar, W. G.; You, Z. (2001) - "Discrete element modelling of asphalt concrete: microfabric approach", Transportation Research Record, Vol. 1757, pp. 111-118.

CFF (2004) - "Stone mastic asphalt technology", CFF GmbH & Co. Kg, Gehren, Germany.

Chadbourn, Bruce; Newcomb, David; Voller, Vaughan (1998) - "An asphalt paving tool for adverse conditions", University of Minnesota - Department of Civil Engineering, Report nº MN/RC-1998-18, Minnesota, USA.

Chang, Kuo-Neng G.; Meegoda, Jay N. (1997) - "Micromechanical simulation of Hot Mix Asphalt", Journal of Engineering Mechanics, Vol. 123, pp. 495 - 503.

Cheng, Y.; Guo, S.; Lai, H. (2000) - "Dynamic simulation of random packing of spherical particles", Powder Technology, Vol. 107, pp. 123 - 130.

Cheung, C. Y.; Cebon, D. (1997) - "Deformation mechanisms of pure bitumen", ASCE Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 9, pp. 117-129.

Cho, N.; Martin, C. D.; Sego, D. C. (2007) - "A clumped particle model for rock", International Journal of the Rock Mechanics & Mining Sciences, Vol. 44, pp. 997-1010.

Collop, Andrew C.; McDowell, Glenn; Lee, York (2004) - "Use of the distinct element method to model the deformation behavior of an idealized asphalt mixture", The International Journal of Pavement Engineering, Vol. 5, pp. 1-7.

Collop, Andrew C.; McDowell, Glenn R.; Lee, York W. (2006) - "Modelling dilation in an idealised asphalt mixture using discrete element modelling", *Granular Matter*, Vol. 8, pp. 175-184.

CONTROLS (2005) - "Road testing equipment catalog", CONTROLS Group, Italy.

CONTROLS (2004) - "SHRP method/SUPERPAVE system", CONTROLS Group, Italy.

Cooley, L.; Prowell, B.; Haimin, M.; Buchanan, M.; Harrington, J. (2002) - "Bulk specific gravity round-robin using the corelok vacuum sealing device", National center for asphalt technology, Report nº NCAT 02-11, Auburn, USA.

Cristi, Roberto (2004) - "Modern digital signal processing", Thomson Brooks/Cole, Pacific Grove, USA.

Cundall, P.; Strack, O. (1979) - "The distinct numerical model for granular assemblies", *Geotechnique*, Vol. 29, pp. 47 - 65.

DAV (2005) - "Stone mastic asphalt (english version)", DAV - German Asphalt Association, Bonn, Germany.

DYNAPAC (2003) - "Asphalt compaction - comparison of different compaction methods: circular vibration, directed vibration and oscillation", Sweden.

DYNAPAC (1989) - "Compaction and paving - Theory and practice", DYNAPAC, Sweden.

EAPA (2007) - "Asphalt in figures 2006", European Asphalt Pavement Association, Brussels, Belgium.

EN 1097-4 (2003) - "Tests for mechanical and physical properties of aggregates - Part 4 - Determination of the voids of dry compacted filler", CEN, Brussels, Belgium.

EN 12697-5 (2002) - "Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 5 - Determination of the maximum density", CEN, Brussels, Belgium.

EN 12697-9 (2002) - "Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 9 - Determination of the reference density", CEN, Brussels, Belgium.

EN 12697-10 (2001) - "Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 10 - Compactability", CEN, Brussels, Belgium.

EN 12697-30 (2004) - "Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 30: Specimen preparation by impact compactor", CEN, Brussels, Belgium.

EN 12697-31 (2004) - "Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 31: Specimen preparation by gyratory compactor", CEN, Brussels, Belgium.

EN 12697-32 (2007) - "Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 32: Laboratory compaction of bituminous mixtures by vibratory compactor", CEN, Brussels, Belgium.

EN 12697-33 (2004) - "Bituminous mixtures - Test methods for hot mix asphalt - Part 33: Specimen preparation by roller compactor", CEN, Brussels, Belgium.

EN 13108-1 (2004) - "Bituminous mixtures - Material specifications - Part 1 - Asphalt concrete", CEN, Brussels, Belgium.

Fernandes, Manuel de Matos (2006) - "Mecânica dos solos: conceitos e princípios fundamentais", FEUP Edições, Porto, Portugal.

Ferreira, H. Novais (1985) - "Aspectos da compactação de estradas", LNEC, Report nº S 329, Lisboa, Portugal.

FGSV (2004) - "Merkblatt für das Verdichten von Asphalt", Forschungsgesellschaft für das Strassen und Verkehrswesen, Köln, Deutschland.

FGSV (1998) - "Merkblatt für den Bau offenerporiger Asphaltdeckschichten", Forschungsgesellschaft für das Strassen und Verkehrswesen, Köln, Deutschland.

Floss, R.; Reuther, A. (1990) - "Vergleichsuntersuchungen über die Wirkung von vibrierend und oszillierend arbeitender Verdichtungswalze", München.

Franklin, Wayne (1997) - "Composite payment equations for an end result specification in Scotia", Technical University of Nova Scotia, Nova Scotia, Canada.

Freire, Ana (2002) - "Deformações permanentes de misturas betuminosas em pavimentos rodoviários", Tese de Doutoramento, Universidade de Coimbra, Coimbra, Portugal.

Gallene, M.-L.; Delorme, J.-L. (1991) - "Les finisseurs à haut pouvoir de compactage", Bulletin Liaison Laboratoires Ponts et Chaussées, Vol. 173, pp. 45 - 50.

Geodynamik (2000) - "Continuous compaction control CCC", Proceedings of the European workshop Compaction of soils and granular materials, Paris-França, 2000.

Gethin, David; Lewis, Roland; Ransing, Rajesh (2003) - "A discrete deformable element approach for the compaction of powder systems", Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, Vol. 11, pp. 101 - 114.

Gudimettla, Jagan; Cooley, L.; Brown, E. (2003) - "Workability of hot mix asphalt", National Center for Asphalt Technology, Report nº NCAT 03-03, Auburn, USA.

HAMM (1999) - "Compaction in earhworks and asphalt", HAMM AG, Tirschenreuth, Germany.

HAMM (2004) - "The principle of oscillation", HAMM AG, Tirschenreuth, Germany.

Harman, Thomas; Bukowski, John; Moutier, Francis; Huber, Gerald; McGennis, Robert (2002) - "The history and future challenges of gyratory compaction - 1939 to 2001", Proceedings of the 2002 Annual Meeting of the Transportation Research Board, USA, 2002.

Hartman, A. ; Gilchrist, M. ; Walsh, G. (2001) - "Effect of mixture compaction on indirect tensile stiffness and fatigue", Journal of Transportation Engineering, Vol. 127, pp. 370-378.

Hodges, John (2002) - "A guide to the design of hot mix asphalt in tropical and sub-tropical countries", TRL Limited, Report nº R6897, London, UK.

Huayang, Zeng; Kindberg, Jan (2000) - "Optimizing asphalt paving and compaction", Proceedings of the 2nd eurasphalt & eurobitume congress Barcelona 2000, Barcelona, Spain, 2000.

Huerne, H. L. ter (2004) - "Compaction of asphalt pavements", PhD thesis, University of Twente, Enschede, the Netherlands.

Itasca.Consulting.Group (2004) - "PFC2D - Particle Flow Code in 2 Dimensions - User's Guide, v3.1", USA.

JAE (1998) - "Caderno de encargos tipo para a execução de empreitadas de construção", Junta Autónoma de Estradas, Lisboa.

Jaselskis, Edward; Grigas, Jonas; Brilingas, Algirdas (2003) - "Dielectric properties of asphalt pavement", Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 15, pp. 427-434.

- Jaselskis, Edward; Han, Hsiu ; Grigas, Jonas; Tan, Lawrence; Fahrion, Daniel (2001) - "Status of roller mountable microwave asphalt density pavement density sensor", Journal of Construction Engineering and Management, Vol. 129, pp. 46-52.
- Jiang, M. J.; Konrad, J. M.; Leroueil, S. (2003) - "An efficient technique for generating homogeneous specimens for DEM studies", Computers and Geotechnics, Vol. 30, pp. 579 - 597.
- Jönsson, Magnus (2000) - "Influence of vibration frequency and amplitude on asphalt compaction", Licentiate thesis, Royal Institute of Technology, Stockholm, Sweden.
- Jönsson, Magnus; Partl, Manfred; Flisch, Alexander (2002) - "Comparison of different compaction methods using x-ray computer tomography", EMPA, Report n° 113/12, Dübendorf, Switzerland.
- Kandil, Khaled (2002) - "Analytical and experimental study of field compaction of asphalt mixes", PhD thesis, Carleton University, Ottawa, Canada.
- Karlsson, Thomas (2002) - "Evaluation of the PQI - Pavement Quality Indicator", SKANSKA, Rockneby, Sweden.
- Khan, Ziauddin; Wahab, H. ; Asi, I. ; Ramadhan, R. (1998) - "Comparative study of asphalt concrete laboratory compaction methods to simulate field compaction", Construction and Building Materials, Vol. 12, pp. 373-384.
- Khatri, A.; Hussain, H.; Hanson, D. (2001) - "Mixing and compaction temperatures for modified binders using the superpave gyratory compactor", Journal of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 70, pp. 368–402.
- Kloubert, H.-J. (2001) - "Asphalt manager - automated technology for better compaction and surface finish", BOMAG, Germany.
- Kopf, Fritz (1999) - "Continuous Compaction Control (CCC) with differently excited dynamic rollers", PhD Thesis, Technical University of Vienna, Vienna, Austria.
- LCPC-SETRA (1992) - "Réalisation des remblais et des couches de forme", Laboratoire Central des Ponts et Chaussées, Service d'Etudes Techniques des Routes et Autoroutes, Paris, France.
- Lee, York W. (2006) - "Discrete Element Modelling of Idealised Asphalt Mixture", PhD Thesis, The University of Nottingham, Nottingham, UK.
- LNEC E 267 (1973) - "Misturas Betuminosas - Determinação da baridade aparente ", LNEC, Lisboa, Portugal.
- Loveday, C. (1987) - "End result compaction and the blacktop contractor", Proceedings of the Conference on Compaction Technology, London, 1987.
- Lytton, R.; Masad, E.; Zollinger, C.; Bulut, R.; Little, D. (2005) - "Measurements of surface energy and its relationships to moisture damage", Texas Transportation Institute, Report n° 0-4524-2, Austin, USA.
- Machet, J.M.; Morel, G.; Valeux, J.C. (1976) - "Compactage des graves-bitume au moyen de rouleaux vibrants", Laboratoire central des Ponts et Chaussées, Report n° LPC n° 63, Paris, France.
- Machet, J.M.; Valeux, J.C. (1982) - "Le compactage des couches de roulement évolue", Bulletin Liaison Laboratoires Ponts et Chaussées, Vol. Vol. Special XII, pp. 199 - 202.
- Maillant, H. (1967) - "Expérimentation sur le compactage d'enrobés bitumineux grenus à granulité discontinue", Bulletin Liaison Laboratoires Ponts et Chaussées, Vol. 24, pp. 1-20.

Maroco, João (2003) - "Análise estatística, com utilização do SPSS", Edições SÍLABO, 2ª Edição, Lisboa, Portugal.

Masad, Eyad; Muhunthan, B.; Shashidhar, N. ; Harman, T. (1999) - "Effect of compaction procedure on the aggregate structure in asphalt concrete", Transportation Research Board 1681, Vol., pp. 179-184.

Masad, Eyad; Somadevan, N. (2002) - "Microstructural finite-element analysis of influence of localized strain distribution on asphalt mix properties", Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 128, pp. 1106 - 1115.

MATLAB (2005) - "Signal processing toolbox for use with MATLAB - User's guide Version 6", The MathWorks, Inc, Natick, USA.

Minchin, R. (1999) - "An asphalt compaction quality control model using vibration signature analysis", PhD thesis, Pennsylvania State University, USA.

Minchin, R.; Thomas, R. (2003) - "Validation of vibration-based onboard asphalt density measuring system", Journal of Construction Engineering and Management, Vol. 129, pp. 1-7.

Morel, G.; Perrin, J.; Valeux, J.-C. (1973) - "Détermination expérimentale des caractéristiques fonctionnelles d'un rouleau mixte", Bulletin Liaison Laboratoires Ponts et Chaussées, Vol. 65, pp. 175 - 184.

Mourão, Fabricio (2003) - "Misturas asfálticas de alto desempenho tipo SMA", Tese de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, Brasil.

Moutier, Francis (1982) - "Prévision de la compactabilité des enrobés bitumineux à l'aide de la presse à cisaillement giratoire (PCG)", Bulletin Liaison Laboratoires Ponts et Chaussées, Vol. 121, pp. 29 - 40.

Muraya, P. M. (2007) - "Homogeneous test specimens from gyratory compaction", International Journal of Pavement Engineering, Vol. 8, Nº 3, pp. 225-235.

Nazer, Hamid (2001) - "Development of a discrete element methodology for the simulation of gravity flow of ore in ore passes", PhD Thesis, Colorado School of Mines, Colorado, USA.

Ortigao, J.A.R. (1995) - "Soil mechanics in the light of critical state theories - an introduction", A.A.Balkema, Rotterdam, Netherlands.

Paye, Barry; Bahia, Hussain (2001) - "Minimum pavement lift thickness for superpave mixtures", University of Wisconsin - Department of Civil and Environmental Engineering, Report nº WHRP 03-02, Madison, USA.

Pestana, M. H.; Gageiro, J. N. (2003) - "Análise de dados para ciências sociais, a complementaridade do SPSS", Edições SÍLABO, 3ª Edição, Lisboa, Portugal.

Peterson, R.; Mahboud, K.; Anderson, R.; Masad, E.; Tashman, L. (2004) - "Comparing superpave gyratory compactor data to field cores", Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 16, pp. 78-83.

Pilate, Olivier (2007) - "Evolution de la température d'une couche d'enrobé bitumineux nouvellement posée", CRR - Centre de recherches routières, Report nº CR 42/06, Bruxelles, Belgique.

Powell, W.; Leech, D. (1987) - "Compaction and performance of dense roadbase macadam", Proceedings of the Conference on Compaction Technology, London, 1987.

Quibel, A.; Froumentin, M. (1982) - "Les rouleaux vibrants: efficacité du rouleau et confort du conducteur", Bulletin Liaison Laboratoires Ponts et Chaussées, Vol. Special XII, pp. 203 - 206.

Quibel, A.; Froumentin, M.; Morel, G. (1981) - "Le vibrex - influence des paramètres d'un rouleau vibrant sur l'efficacité du compactage", Report nº LPC nº 101, Paris, France.

- Ransing, Rajesh; Gethin, David; Khoei, A.; Mosbah, P.; Lewis, Roland (2000) - "Powder compaction modelling via the discrete and finite element method", *Materials and Design*, Vol. 21, pp. 263 - 269.
- Redanz, Pia; Fleck, Norman (2001) - "The compaction of a random distribution of metal cylinders by the discrete element method", *Acta Materialia*, Vol. 49, pp. 4325 - 4335.
- Renken, P. (2004) - "The compaction resistance of asphalt mixes - a comprehensive performance related property", *Proceedings of the 3rd Euroasphalt & Eurobitume Congress Vienna 2004*, Vienna, Austria, 2004.
- Richards, Ian; Goodman, Stephen; Pagani, Joanne; Halim, A.; Haas, Ralph (1999) - "Practical Realization of a new concept for asphalt compaction", *Proceedings of the Transportation Research Board - 78th Annual Meeting*, Washington D.C., USA, 1999.
- Rothenburg, L.; Bogobowicz, A.; Haas, R.; Jung, F. W. (1992) - "Micromechanical modelling of asphalt concrete in connection with pavement rutting problems", *Proceedings of the 7th International Conference on Asphalt Pavements*, Nottingham, UK, 1992.
- Sadd, Martin; Dai, Qingli; Paeameswaeen, Ventik; Shukla, Arun (2002) - "Microstructural simulation of asphalt materials: modelling and experimental verifications", *Proceedings of the 15th ASCE Engineering Mechanics Conference*, New York, USA, 2002.
- Sadd, Martin; Dai, Qingli (2004) - "Microstructural simulation of asphalt mix: modelling and experimental studies", *Journal of Materials in Civil Engineering*, Vol. 16, pp. 107 - 115.
- Salomon, Delmar; Zhai, Huachun (2004) - "Asphalt binder flow activation energy and its significance for compaction effort", *Proceedings of the 3rd Eurasphalt & Eurobitume Congress Vienna 2004*, Vienna - Austria, 2004.
- Sanders, Steve; Rath, Debasis; Parke Jr, Frazier (1994) - "Comparison of nuclear and core pavement density measurement", *Journal of Transportation Engineering*, Vol. 120, pp. 953-965.
- Sargand, S.; Kim, S.; Farrington, S. (2005) - "Non-nuclear density gauge comparative study", *ORITE - Ohio University*, Report nº FHWA/OH-2005, Columbus, USA.
- Scherocman, James (2005) - "Compaction of stiff and tender asphalt concrete mixes", *Proceedings of the Transportation research board - 84th TRB annual meeting*, Washington, USA, 2005.
- Schlagen, E. (1993) - "Experimental and numerical analysis of fracture processes in concrete", *Heron*, Vol. 38, pp. 1-117.
- Schmitt, R.; Rao, C.; Quintus, H. Von (2006) - "Non-nuclear density testing devices and systems to evaluate in-place asphalt pavement density", *University of Wisconsin-Platteville*, Report nº 06-12, Madison, USA.
- Schwenninger, Dieter (2004) - "New paving technology by high-power compaction screeds", *Proceedings of the III Jornadas técnicas de pavimentos rodoviários - soluções para camadas de desgaste*, Porto, Portugal, 2004.
- Sepehr, K.; Svec, O. J.; Yue, Z. Q.; Hussein, H. El. (1994) - "Finite element modelling of asphalt concrete microstructure", *Proceedings of the Computer Aided Assessment and Control of Localized Damage 1994*.
- SHELL (2003) - "The Shell bitumen handbook", Thomas Telford, London, UK.
- SHELL (1990) - "The Shell bitumen handbook", Shell Bitumen UK, London, UK.
- Silva, Hugo Dias da (2005) - "Caracterização do mastique betuminoso e da ligação agregado-mastique", *Tese de Doutoramento*, Universidade do Minho, Guimarães, Portugal.

Silva, V. Dias da (1999) - "Mecânica e resistência dos materiais", Zuari - Edição de Livros Técnicos, Coimbra, Portugal.

Skrinjar, Olle; Larsson, Per-Lennart (2004) - "On discrete element modelling of compaction of powders with size ratio", Computational Materials Science, Vol. 31, pp. 131 - 146.

Stakston, Anthony; Bahia, Hussain (2003) - "The effect of fine aggregate angularity, asphalt content and performance graded asphalts on hot mix asphalt performance", University of Wisconsin - Department of Civil and Environmental Engineering, Report nº WHRP 03-04, Madison, USA.

Stakston, Anthony; Bahia, Hussain; Bushek, Jared (2002) - "Effect of fine aggregate angularity on compaction and shearing resistance of asphalt mixtures", Transportation Research Record 1789, Vol., pp. 14-24.

Stuart, Kevin (2001) - "Methodology for determining compaction temperatures for modified asphalt binders", Federal Highway Administration, Report nº FHWA-RD-02-016, Georgetown, USA.

Tashman, L.; Masad, E.; D'Angelo, J.; Bukowski, J. ; Harman, T. (2002) - "X-ray tomography to characterize air voids distribution in superpave gyratory compacted specimens", International Journal of Pavement Engineering, Vol. 3, nº 1, pp. 19-28.

Teixeira, Adriano (2000) - "Caracterização da resistência à fadiga de misturas betuminosas em equipamento servopneumático", Tese de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal.

Turner, H. (2001) - "Quality assurance and self control in road construction. Advanced measurement technology", Proceedings of the BAUMA 2001, Munich, Germany, 2001.

TransTech (2000) - "Pavement Quality Indicator Model 300 - Operator's Handbook", TransTech Systems, Inc., USA.

TROXLER (2007) - "Manual of operation and instruction - Model 2701-B PaveTracker Plus", Troxler Electronic Laboratories, Inc, USA.

TROXLER (2006) - "Manual of operation and instruction - Model 4640-B Thin layer density gauge", Troxler Electronic Laboratories, Inc, USA.

Ulmgren, Nils (2003) - "Gyratory compaction - influence of compaction angle on stability and stiffness characteristics", Proceedings of the 6th RILEM Symposium of Performance Testing and Evaluation of Bituminous Materials, Zurich, Switzerland, 2003.

Vale, Cecília (2004) - "Comportamento estrutural de pavimentos rodoviários flexíveis", Tese de Mestrado, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal.

Voskuilen, J.L.M.; van de Ven, M.F.C. (2004) - "Specimen preparation for testing, Lab Vs field preparation: the spatial approach", Proceedings of the 3rd Euroasphalt & Eurobitume Congress Vienna 2004, Viena, Austria, 2004.

Wolfe, R.; Heath, G. (1983) - "Cooling curve prediction of asphaltic concrete", Journal of Transportation Engineering, Vol. 109, pp. 137-147.

Woodside, A.; Mckibbin, D. (1987) - "A study of the relationship between compaction, mix composition and performance of dense bitumen macadam wearing courses in Northern Ireland", Proceedings of the Conference on Compaction Technology, London, 1987.

Yildirim, Yetkin; Ideker, Jason; Hazlett, Darren (2006) - "Evaluation of viscosity values for mixing and compaction temperatures", Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. July/August, pp. 545-553.

Yildirim, Yetkin; Solaimanian, Mansour; Kennedy, Thomas (2000) - "Mixing and Compaction temperatures for hot mix asphalt concrete", University of Texas at Austin, Report nº 1250-5, Austin, USA.

Yoo, Tai-Sung; Selig, Ernest (1979) - "Dynamics of vibratory-roller compaction", Journal of Geotechnical Engineering Division, Vol. 105, pp. 1211 - 1231.

You, Zhanping (2003) - "Development of a micromechanical modeling approach to predict asphalt mixture stiffness using discrete element method", PhD Thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign, Urbana, USA.

You, Zhanping; Buttlar, W. (2004) - "Discrete element modeling to predict the modulus of asphalt concrete mixtures", Journal of Materials in Civil Engineering, Vol. 16, pp. 140 - 146.

Zegal, Morched (2004) - "Discrete-element method investigation of the resilient behavior of granular materials", Journal of Transportation Engineering, Vol. 130, pp. 503 - 509.

Zhu, H. P.; Yu, A. B. (2004) - "Steady-state granular flow in a three-dimensional cylindrical hopper with flat bottom: microscopic analysis", Journal of Physics D: Applied Physics, Vol. 37, pp. 1497-1508.

ANEXO A – Relatórios da formulação das misturas betuminosas

Ensaio de campo: mistura tipo MB 0/32**LGA Bautechnik GmbH**

Ein Unternehmen der LGA® - Körperschaft des öffentlichen Rechts

Verkehrswegebau – RAP Stra-Prüfstelle

Zertifiziert nach DIN EN ISO 9001/14001

**Eignungsprüfung BBV0410035A**
 für
 Asphalttragschicht 0/32 CS
 mit
 Straßenbaubitumen 50/70

ESTUDO MARSHALL

 Max Streicher GmbH & Co. KG auf Aktien
 Schwaigerbreite 17

Nürnberg, den 25.05.2004

94469 Deggendorf

Auftrag: Auftragsschreiben vom 22.03.2004

Probeneingang: 22.03.2004

Prüfgegenstand: Erstellung einer Eignungsprüfung

Mischanlage: Luhe-Wildenau

Bauklasse: SV bis VI

Einbaudicke cm: mind. 8 cm je Lage

Bindemittel: Straßenbaubitumen 50/70

Verwendungszweck: Asphalttragschicht (BASE LAYER)

 Vorschriften: 1. Bekanntmachung der OBB Nr. IID9-43415-001/95 vom 25.03.1996
 (Einführung und Ergänzung der ZTVT-StB 95)
 2. ZTVT-StB 95
Mineralstoffproben

Bezeichnung	Herkunft	Kurzbez.	Muster-Nr	%	Bezeichnung	Herkunft	Kurzbez.	Muster-Nr	%
Kalksteinfüller	Sebal, Hartmanns		L001	3,0					
Natursand 0/2	Wittmann, Gut Gru	NS 0/2	L002	12,0					
Kalkbrechsand 0/4	NBU, Vilshofen	KBS0/4	L003	23,0					
Kalksteinsplitt 2/8	NBU, Vilshofen	KSP2/8	L004	17,0					
Kalksteinsplitt 8/16	NBU, Vilshofen	KSP8/1	L005	16,0					
Kalksteinsplitt 16/22	NBU, Vilshofen	KSP16/	L006	17,0					
Kalksteinsplitt 22/32	NBU, Vilshofen	KSP22	L007	12,0					

Korngrößenverteilung

Kurzbezeichnung	NS 0/2	KBS0/4	KSP2/8	KSP8/1	KSP16/	KSP22										
Muster-Nr.	L001	L002	L003	L004	L005	L006	L007									
> 31,5 mm [%]							9,3									
31,5 - 22,4 mm [%]						6,5	85,9									
22,4 - 16,0 mm [%]					3,6	77,0	4,3									
16,0 - 11,2 mm [%]					47,1	15,6										
11,2 - 8,0 mm [%]				1,4	44,1											
8,0 - 5,0 mm [%]				71,0	4,7											
5,0 - 2,0 mm [%]		7,4	22,1	26,6												
2,0 - 0,71 mm [%]		42,5	41,3													
0,71 - 0,25 mm [%]	0,3	43,9	17,0													
0,25 - 0,09 mm [%]	8,9	5,4	2,2													
< 0,09 mm [%]	90,8	0,8	17,4	1,0	0,5	0,9	0,5									

Rohdichte des Mineralstoffgemisches [g/cm³]: 2,627

Bemerkungen

Dieser Prüfbericht umfasst 3 Textseiten. Die Prüfergebnisse beziehen sich ausschließlich auf das im Prüfbericht genannte Probenmaterial. Dieser Prüfbericht darf nur im vollen Wortlaut veröffentlicht werden. Jede Veröffentlichung in Kürzung oder Auszug bedarf der vorherigen Genehmigung durch die LGA Bautechnik GmbH.

 LGA Bautechnik GmbH • Tillystraße 2 • 90431 Nürnberg
 Tel.: +49 (0) 911 655-5291 • Fax: +49 (0) 911 655-5592
 E-Mail: holger.woehler@lga.de • <http://www.lga.de>

 Sitz und Registergericht Nürnberg HRB 20586
 Geschäftsführer: Peter Röckl, Hans-Hermann Ueffing
 Steuer-Nr. 241/115/90733 Ust-IdNr. DE813835574

LGA Bautechnik GmbH

Ein Unternehmen der LGA® - Körperschaft des öffentlichen Rechts

**Verkehrswegebau – RAP Stra-Prüfstelle**

Eignungsprüfung Nr. BBV0410035A		vom 25.05.2004		Seite 2	
Kornverteilung des Mineralstoffgemisches					
Siebanalyse	Rückstand	Durchgang			
> 31,5 mm [%]	1,1	98,9			
31,5 - 22,4 mm [%]	11,4	87,5			
22,4 - 16,0 mm [%]	14,2	73,3			
16,0 - 11,2 mm [%]	10,2	63,1			
11,2 - 8,0 mm [%]	7,3	55,8			
8,0 - 5,0 mm [%]	12,8	43,0			
5,0 - 2,0 mm [%]	10,5	32,5			
2,0 - 0,71 mm [%]	14,6	17,9			
0,71 - 0,25 mm [%]	9,2	8,7			
0,25 - 0,09 mm [%]	1,4	7,3			
< 0,09 mm [%]	7,3				
Summe [%]	100,0				
Asphalt-Mischung					
Mischung-Nr.	1		2		3
Bitumen Art	Shell Bitumen 50/70				
Gew. Teile auf 100 Gew. Teile Mineral	3,73	4,17	4,60		
% in fertiger Mischung	3,60	4,00	4,40		
Rohdichte [g/cm³]	2,489	2,474	2,460		
Probekörper nach Marshall					
Raumdichte [g/cm³]	2,227	2,244	2,244		
Hohlraum [%]	10,5	9,3	8,8		
Bindemittelgehalt [Vol-%]	7,8	8,8	9,6		
Hohlraum des Mineralgerüsts [%]	18,3	18,1	18,4		
mit Bitumen ausgefüllt [%]	43	48	52		
Marshall-Stabilität 60° [kN]	14,1	14,7	12,1		
Marshall-Fließwert 60° [mm]	3,0	3,0	3,8		
Beurteilung					
Die eingereichten Mineralstoffe genügen hinsichtlich Kornform, Über- und Unterkornanteilen nach Auftraggeberangaben den Anforderungen der TL Min-StB 2000.					
Bei gleichbleibender Kornzusammensetzung der einzelnen Zuschlagstoffe erfüllt der vorgesehene Kornaufbau die Anforderungen der ZTVT-StB 95 an einen Asphalttragschicht 0/32 CS.					
Bei normalen Einbau- und Gebrauchsbedingungen empfehlen wir auf Grund der durchgeführten Probemischungen eine Bindemittelzugabe von 4,0 M.-% (= 4,17 M.-T.) Straßenbaubitumen 50/70.					
LGA Bautechnik GmbH Verkehrswegebau - Materialprüfinstitut RAP Stra-Prüfstelle Dipl.-Ing. H. Wöhler Prüfstellenleiter					

LGA Bautechnik GmbH

Ein Unternehmen der LGA® - Körperschaft des öffentlichen Rechts



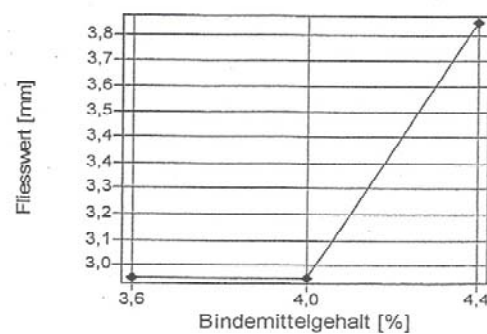
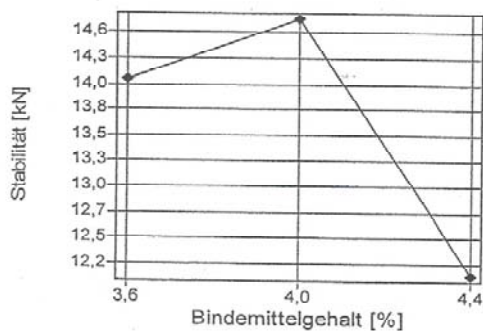
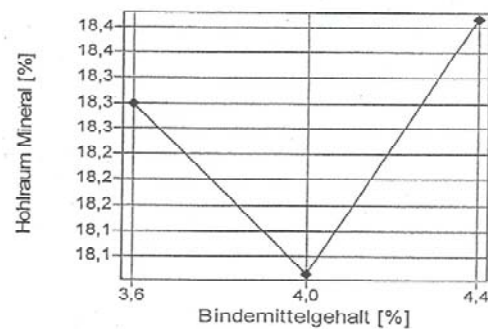
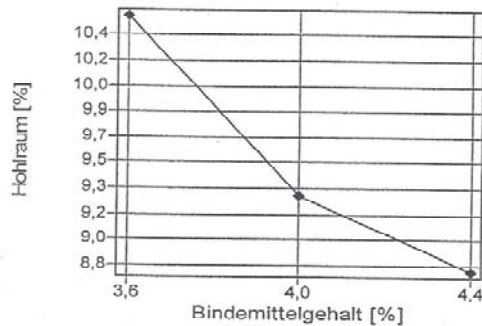
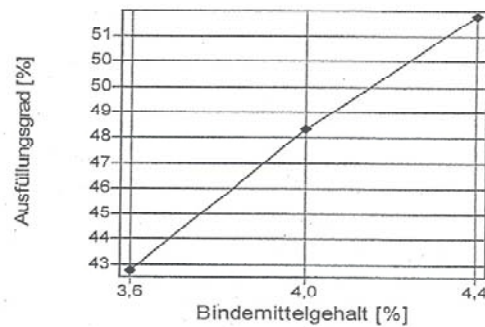
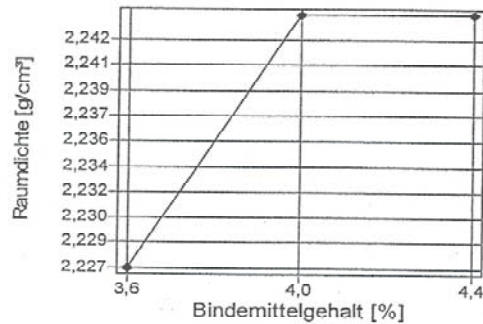
Verkehrswegebau – RAP Stra-Prüfstelle

Eignungsprüfung Nr. BBV0410035A

vom 25.05.2004

Seite 3

Grafische Darstellung der Asphaltkennndaten



Ensaios de campo: mistura tipo SMA 0/11

Straßen - Trottoir - Baustoffe Prüfstoffe Beton D, W Prüfstoffe nach EN 12607 für EP an Asphalt - A1 - Boden einseitig Bodenverbesserung - G1 - Asphalt - H1 - hydr. geb. Gesteine einseitig Bodenverb.	BASALT-ACTIEN-GESELLSCHAFT HARTSTEINWERKE BAYERN-THÜRINGEN Zentrallabor	

Streicher Max GmbH & CoKG
 Obere Traut 1

92706 Luhe-Wildenau

Eignungsprüfung 7703 08 03257 vom 07.02.2005

Mischgutart : Splittmastixasphalt 0/11 S
 Mischwerk : MA Hirschentanz
 Einbaufirma : Streicher Max GmbH & CoKG
 Baumaßnahme : Tirschenreuth, Erweiterung Parkplatz, Fa. Hamm

Auftraggeber :
 OZ/Pos.-Nr. :
 Verwendungszweck : Deckschicht
 Bauklasse : SV-III

1. Grundlagen : ZTV Asphalt-SiB 01
 : Eignungsprüfungen entsprechen Bauvertrag

1.1 Anforderungen : Merkblatt für Eignungsprüfungen an Asphalt

1.2 Art und Herkunft der Mineralstoffe

Nr.	Bezeichnung, Lieferkornung	Mat.-Nr.	Gewinnungsstätte / Hersteller
1	Basalt, Edelsplitt 0/11 mm	01045121	BAG HBT, Hirschentanz
2	Basalt, Edelsplitt 5/8 mm	01044121	BAG HBT, Hirschentanz
3	Basalt, Edelsplitt 2/5 mm	01004121	BAG HBT, Hirschentanz
4	Basalt, Edelbrechsand 0/2 mm	01003121	BAG HBT, Hirschentanz
5	Kalkstein, Füller	02001120	Harlmannshof
6	Cellulosefasern	AD62086	CFF Firma
7			
8			
9			

1.3 Kornzusammensetzung der Mineralstoffe in Masse-%

Kornklasse mm	Mineralstoffe in Masse-%								
	1	2	3	4	5	6	7	8	9
> 31,5									
22,4 - 31,5									
16,0 - 22,4									
11,2 - 16,0	9,8								
8,0 - 11,2	80,5	5,3							
5,0 - 8,0	9,2	87,0	5,9						
2,0 - 5,0	0,3	7,5	89,2	2,5					
0,75 - 2,0	0,1	0,1	4,6	55,4					
0,25 - 0,75	0,1	0,1	0,1	21,6	0,6				
0,09 - 0,25			0,1	10,4	7,8				
0 - 0,09			0,1	10,1	91,6	100,0			
Summe	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0	100,0			

7703 08 03257
 Hirschentanz Hirschentanz

801-11111111
 000000000000

Zentrallabor
 BAG HBT Hirschentanz

Telefon 02503 / 482-0
 • Telefax 02503 / 482-30

E-Mail
 zentrallabor.hirschentanz@bagnet-lu.de

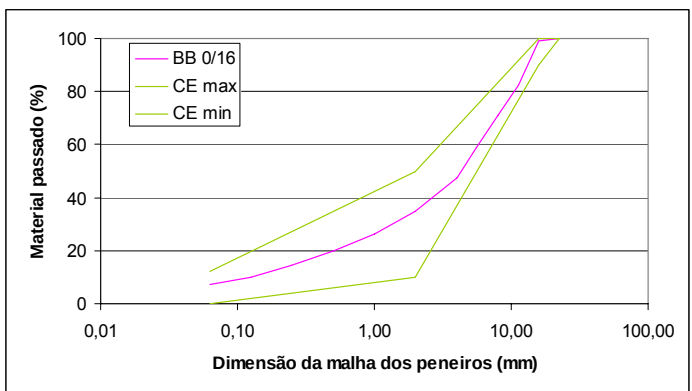
Ensaio laboratoriais: mistura tipo BB 0/16LIGANTE

Designação	Betume 50/70		
Massa Volúmica(g/cm ³)	1,0461		
Penetração a 25°C (1/10 mm)	63		
Temperatura de Amolecimento (Anel e Bola, °C)	49,2		
Índice de Penetração	-0,91		
Percentagens Utilizadas	4,5	5,0	5,5

AGREGADOS

Designação	Percentagem	Massa Volúmica (g/cm ³)	Proveniência
0/5	43%	2,59	JQR - Santo Tirso
5/8	22%	2,67	JQR - Santo Tirso
8/15	32%	2,68	JQR - Santo Tirso
Filer Comercial	3%	2,25	Lusical

Peneiros CE mm	Composição da mistura (% passados)					
	Fuso EN 13108-1	32,0%	22,0%	43,0%	3,0%	Mistura obtida
		Brita	Gravilha	Areia	filer	
22,400	100 100	100	100	100	100	100
16,000	100 90	97	100	100	100	99
11,200		46	99	100	100	83
8,000		13	94	100	100	71
5,600		3	53	100	100	59
4,000		2	11	96	100	47
2,000	50 10	2	4	71	100	35
1,000		2	3	52	100	26
0,500		2	2	37	100	20
0,250		2	2	24	100	14
0,125		1	2	15	95	10
0,063	12	1	2	9	90	7



Percentagem de Betume	Nº	Carga de Rotura (kN)		Deformação(mm)		Baridade (g/cm ³)		Baridade max teórica (g/cm ³)
		Parciais	Média	Parciais	Média	Parciais	Média	Média
4,5	1	14,24	14,38	3,3	3,3	2,35	2,36	2,51
	2	14,25		3,2		2,38		
	3	14,66		3,4		2,36		
5,0	1	15,46	15,76	3,9	3,8	2,38	2,38	2,49
	2	15,71		3,8		2,38		
	3	16,12		3,6		2,38		
5,5	1	14,33	15,05	3,8	3,9	2,38	2,38	2,47
	2	15,51		3,9		2,38		
	3	15,32		3,9		2,38		

		4,5	5,0	5,5
ρ	Baridade (g/cm ³)	2,36	2,38	2,38
ρ_{max}	Massa Volúmica Teórica (g/cm ³)	2,51	2,49	2,47
$n=(\rho_{max} - \rho)/\rho_{max} \times 100$	Porosidade (%)	5,9	4,4	3,6
$V_b = \rho \times p_b / \rho_b$	Percentagem volumétrica de betume	10,2	11,4	12,5
$VMA = n + V_b$	Vazios da Mistura de Agregados (%)	16,1	15,7	16,2
$S_{bl} = V_b / VMA \times 100$	Grau de saturação em betume (%)	63	72	77

❖ Percentagem ótima de betume seleccionada: 5%

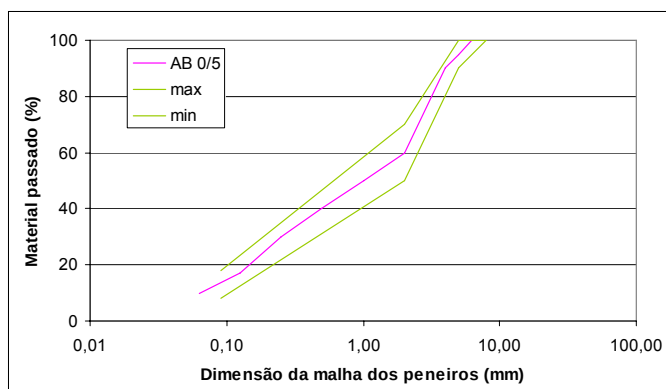
Ensaio laboratoriais: mistura tipo AB 0/5LIGANTE

Designação	Betume 50/70		
Massa Volúmica(g/cm ³)	1,0417		
Penetração a 25°C (1/10 mm)	64		
Temperatura de Amolecimento (Anel e Bola, °C)	52,6		
Índice de Penetração	-0,01		
Percentagens Utilizadas	7,0	7,5	8,0

AGREGADOS

Designação	Percentagem	Massa Volúmica (g/cm ³)	Proveniência
0/5	97%	2,59	JQR - Santo Tirso
Filer Comercial	3%	2,25	Lusical

Peneiros CE mm	Composição da mistura (% passados)				
	Fuso F6SV	97,0% Agregados	3,0% Filer	Mistura obtida	
8,000	100	100	100	100	
6,300		100	100	100	
5,000	100	95	100	95	
4,000		90	100	90	
2,000	70	59	100	60	
1,000		48	100	50	
0,500		38	100	40	
0,250		28	92	30	
0,125		15	78	17	
0,090	18	8			
0,063		8	62	10	



Percentagem de Betume	Nº	Carga de Rotura (kN)		Deformação(mm)		Baridade (g/cm ³)		Baridade max teórica (g/cm ³)
		Parciais	Média	Parciais	Média	Parciais	Média	
7,0	1	10,10	8,35	4,6	4,6	2,19	2,19	2,41
	2	7,36		5,2				
	3	7,59		4,1		2,19		
7,5	1	12,18	11,42	3,9	4,1	2,28	2,27	2,41
	2	12,06		4,2		2,28		
	3	10,04		4,1		2,26		
8,0	1	13,95	14,41	4	4,3	2,29	2,29	2,40
	2	13,55		4,1		2,29		
	3	15,73		4,8		2,29		

		7,0	7,5	8,0
ρ	Baridade (g/cm ³)	2,19	2,27	2,29
ρ_{max}	Massa Volúmica Teórica (g/cm ³)	2,41	2,41	2,40
$n=(\rho_{max} - \rho)/\rho_{max} \times 100$	Porosidade (%)	9,2	5,9	4,6
$V_b = \rho \times \rho_b / \rho_b$	Percentagem volumétrica de betume	14,7	16,3	17,6
$VMA=n+V_b$	Vazios da Mistura de Agregados (%)	23,9	22,2	22,2
$S_{bl}=V_b/VMA \times 100$	Grau de saturação em betume (%)	61	74	79

❖ Percentagem ótima de betume seleccionada: 8%

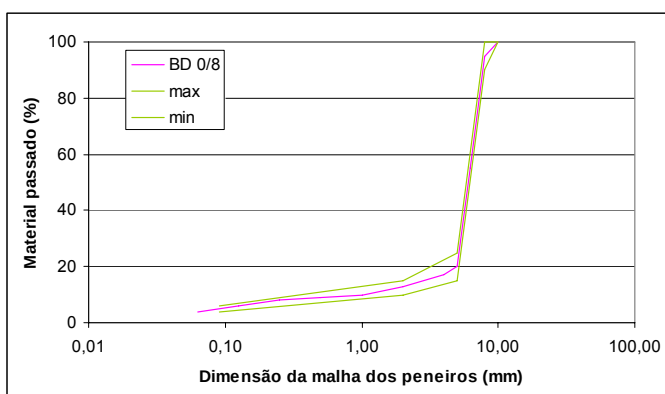
Ensaio laboratoriais: mistura tipo BD 0/8LIGANTE

Designação	Betume 50/70		
Massa Volúmica(g/cm ³)	1,0417		
Penetração a 25°C (1/10 mm)	64		
Temperatura de Amolecimento (Anel e Bola, °C)	52,6		
Índice de Penetração	-0,01		
Percentagens Utilizadas	4,5	5,0	5,5

AGREGADOS

Designação	Percentagem	Massa Volúmica (g/cm ³)	Proveniência
0/5	96,5%	2,59	JQR - Santo Tirso
Filer Comercial	3%	2,25	Lusical
Fibras celulose	0,5%	0,25	CFF

Peneiros CE mm	Composição da mistura (% passados)				
	Fuso F6SV		97,0% Agregados	3,0% Filer	Mistura obtida
10,000	100	100	100	100	100
8,000	100	90	95	100	95
6,300			54	100	55
5,000	25	15	18	100	20
4,000			14	100	17
2,000	15	10	10	100	13
1,000			7	100	10
0,500			6	100	9
0,250			5	92	8
0,125			4	78	6
0,090	6	4			
0,063			2	62	4



Percentagem de Betume	Nº	Carga de Rotura (kN)		Deformação(mm)		Baridade (g/cm ³)		Baridade max teórica (g/cm ³)
		Parciais	Média	Parciais	Média	Parciais	Média	Média
4,5	1	6,14	6,21	3,19	3,0	2,01	2,01	2,49
	2	6,32		2,88		2,00		
	3	6,18		2,78		2,01		
5,0	1	3,79	4,53	2,79	3,3	2,02	2,01	2,47
	2	4,34		3,37		2,01		
	3	5,46		3,82		2,00		
5,5	1	5,60	5,09	2	2,4	2,00	2,02	2,45
	2	4,57		2		2,02		
	3	5,11		3,2		2,03		

		4,5	5,0	5,5
ρ	Baridade (g/cm ³)	2,01	2,01	2,02
ρ_{max}	Massa Volúmica Teórica (g/cm ³)	2,49	2,47	2,45
$n=(\rho_{max} - \rho)/\rho_{max} \times 100$	Porosidade (%)	19,2	18,5	17,5
$V_b = \rho \times \rho_b / \rho_b$	Percentagem volumétrica de betume	8,7	9,7	10,7
$VMA=n+V_b$	Vazios da Mistura de Agregados (%)	27,9	28,1	28,2
$S_{bt}=V_b/VMA \times 100$	Grau de saturação em betume (%)	31	34	38

❖ Percentagem óptima de betume seleccionada: 4.5%

08503001.TXT

**Technical data DV70VO BF4M 2012**

Valid from Serial-No. 0007-9999

02.12.04

Machine dimensions

Total length	3890 mm
Wheel base	2750 mm
Total width without cabin	1655 mm
Total width with cabin	1655 mm
Total width with edge press. equip.	1655 mm
Max. working width	2750 mm
Lateral overhang, left	45 mm
Lateral overhang, right	45 mm
Total height without cabin	2010 mm
Total height with cabin	2920 mm
Ground clearance, left	695 mm
Ground clearance, right	695 mm
Ground clearance, centre	280 mm
Turning radius, inside	2505 mm
Turning radius, outside	4005 mm
Center of gravity	880 mm

Drum dimensions

Drums, number	2
Drum type, front	smooth/divided
Drum type, rear	smooth/nondivided
Drum width, front	1500 mm
Drum width, rear	1500 mm
Drum diameter, front	1140 mm
Drum diameter, rear	1140 mm
Shell thickness machined, front	17 mm
Shell thickness machined, rear	17 mm

Weights

Basic weight without cab	7020 kg
Basic weight w. ROPS-cab	7435 kg
Cab weight	415 kg
Operating weight	7865 kg
Maximum weight	10400 kg
Axle load, front	3970 kg
Axle load, rear	3895 kg
Static linear drum load, front	26,5 kg/cm
Static linear drum load, rear	26,0 kg/cm
Static surface drum load, front	0,23 kg/cm ²
Static surface drum load, rear	0,23 kg/cm ²
Line load with vibr., front, st. I	69,3 kg/cm
Line load with vibr., front, st. II	68,6 kg/cm
Mass of vibrating parts, front	1630 kg
Mass of vibrating parts, rear	1610 kg
Mass of elast. mounted parts, front	2340 kg
Mass of elast. mounted parts, rear	2285 kg
Spring mounted: vibrat. mass, front	1,4 kg
Spring mounted: vibrat. mass, rear	1,4 kg
Compaction force, front, st. I	102 kN
Compaction force, front, st. II	101 kN
Compaction force, rear, st. I	141 kN
French classific. M1/LxAO(-2)/class	19,8/VO

Diesel engine

Manufacturer	DEUTZ
Type	BF4M 2012
Power rat. DIN/ISO3046IFN kW/HP/rpm	64,0/87,0/2500
Power rating SAE J1349, kW/HP/rpm	64,0/85,8/2500
Number of cylinders	4
Cooling, type	Water

06503001.TXT

**Technical data DV70VO BF4M 2012**

Valid from Serial-No. 0007-9999

02.12.04

Displacement	.4038	cm ³
Bore/stroke	.101/126	mm/mm
Torque max./speed	.333/1500	Nm/UpM

Vibration control

Frequency setting, function	.electrical
Regulation, infinitely variable	.Hamtronic/manual
Vibr. setting, front, rear, double	.front, rear, double, electrical

Vibration/Oscillation

Vibrating mode, front/rear	.Circular vibrator/osci.
Frequency, front, st. I	.42 Hz
Frequency, front, st. II	.50 Hz
Frequency, rear, st. I	.36 Hz
Amplitude, front, st. I	.0,61 mm
Amplitude, front, st. II	.0,42 mm
Tangential amplitude, rear, st. I	.1,30 mm
Centrifugal force, front, st. I	.63 kN
Centrifugal force, front, st. II	.62 kN
Oscillation force, rear, st. I	.103 kN
Oscillation moment, rear, st. I	.37,2 kNm

Drive

Regulation, infinitely variable	.Hamtronic/manual
Hydrostatic drive, front/rear	.Hydr. motor/hydr. motor
Speed, infinitely variable	.0 - 12,0 km/h
Climbing ability, vibration on/off	.35/40 %
Static lateral inclination	.40 Grad
Permissible longitudinal tilt	.30 Grad
Permissible lateral inclination	.30 Grad

06803002.TXT

**Technical data DV90VO BF4M 2012**

Valid from Serial-No. 0025-9999

02.12.04

Machine dimensions

Total length	4100 mm
Wheel base	2900 mm
Total width without cabin	1835 mm
Total width with cabin	1835 mm
Total width with edge press. equip.	1835 mm
Max. working width	2990 mm
Lateral overhang, left	65 mm
Lateral overhang, right	65 mm
Total height without cabin	2280 mm
Total height with cabin	2980 mm
Ground clearance, left	690 mm
Ground clearance, right	690 mm
Ground clearance, centre	310 mm
Turning radius, inside	2590 mm
Turning radius, outside	4270 mm
Center of gravity	930 mm

Drum dimensions

Drums, number	2
Drum type, front	smooth/divided
Drum type, rear	smooth/nondivided
Drum width, front	1680 mm
Drum width, rear	1680 mm
Drum diameter, front	1200 mm
Drum diameter, rear	1200 mm
Shell thickness machined, front	17 mm
Shell thickness machined, rear	17 mm

Weights

Basic weight without cab	8425 kg
Basic weight w. ROPS-cab	8855 kg
Cab weight	430 kg
Operating weight	9410 kg
Maximum weight	12500 kg
Axle load, front	4860 kg
Axle load, rear	4550 kg
Static linear drum load, front	28,9 kg/cm
Static linear drum load, rear	27,1 kg/cm
Static surface drum load, front	0,24 kg/cm ²
Static surface drum load, rear	0,23 kg/cm ²
Line load with vibr., front, st. I	79,9 kg/cm
Line load with vibr., front, st. II	86,0 kg/cm
Mass of vibrating parts, front	1940 kg
Mass of vibrating parts, rear	1790 kg
Mass of elast. mounted parts, front	2920 kg
Mass of elast. mounted parts, rear	2760 kg
Spring mounted: vibrat. mass, front	1,5
Spring mounted: vibrat. mass, rear	1,5
Compaction force, front, st. I	132 kN
Compaction force, front, st. II	142 kN
Compaction force, rear, st. I	212 kN
French classific. M1/LxAO(-2)/class	22,7/1

Diesel engine

Manufacturer	DEUTZ
Type	BF4M 2012
Power rat. DIN/ISO3046IFN kW/HP/rpm	74,9/101,9/2500
Power rating SAE J1349, kW/HP/rpm	74,9/100,4/2500
Number of cylinders	4
Cooling, type	Water

06603002.TXT

**Technical data DV90VO BF4M 2012**

Valid from Serial-No. 0025-9999

02.12.04

Displacement	.4038	cm³
Bore/stroke	.101/126	mm/mm
Torque max./speed	.490/1500	Nm/UpM

Vibration control

Frequency setting, function	.electrical
Regulation, infinitely variable	.Hammttronic/manual
Vibr. setting, front, rear, double	.front, rear, double, electrical

Vibration/Oscillation

Vibrating mode, front/rear	.Circular vibrator/osci.
Frequency, front, st. I	.42 Hz
Frequency, front, st. II	.55 Hz
Frequency, rear, st. I	.42 Hz
Amplitude, front, st. I	.0,62 mm
Amplitude, front, st. II	.0,41 mm
Tangential amplitude, rear, st. I	.1,37 mm
Centrifugal force, front, st. I	.84 kN
Centrifugal force, front, st. II	.94 kN
Oscillation force, rear, st. I	.167 kN
Oscillation moment, rear, st. I	.64,3 kNm

Drive

Regulation, infinitely variable	.Hammttronic/manual
Hydrostatic drive, front/rear	.Hydr. motor/hydr. motor
Speed, infinitely variable	.0 - 12,0 km/h
Climbing ability, vibration on/off	.40/45 %
Static lateral inclination	.42 Grad
Permissible longitudinal tilt	.30 Grad
Permissible lateral inclination	.30 Grad

ANEXO C – Resultados dos ensaios de compactação em campo

COMPACTAÇÃO DE MISTURAS BETUMINOSAS

Nº da planta	1 Passagem			2 Passagens			3 Passagens			4 Passagens			5 Passagens			6 Passagens			7 Passagens			8 Passagens		
	1;1	1;2	1;3	2;1	2;2	2;3	3;1	3;2	3;3	4;1	4;2	4;3	5;1	5;2	5;3	6;1	6;2	6;3	7;1	7;2	7;3	8;1	8;2	8;3
V 1	2019	1966	2024	1969	2077	2133	2113	2196	2154	2192	2081	2179	2198	2173	2186	2253	2241	2437	2227	2228	2233	2258	2156	2243
V 2	2102	2009	2093	2109	2192	2197	2202	2022	2173	2174	2228	2247	2254	2134	2305							2284	2254	2321
V 3	2160	1977	2097	2113	2206	2139	2175	2224	2240	2329	2085	2236	2277	2120	2268							2329	2247	2315
V 4	1919	2025	1967	2136	2021	2066	2142	2214	2174	2108	2100	2168	2108	2251	2104							2159	2180	2182
V 5	2156	2035	2118	2076	2061	2176	2159	2211	2218	2135	2189	2196	2156	2254	2253							2251	2271	2299
V 6	2070	1999	2108	2062	2056	2209	2160	2193	2177	2172	2083	2216	2261	2267	2276							2356	2154	2238
V 7	2122	2062	1992	2053	2040	2126	2121	2084	1943	2166	1929	2093	2201	2052	2084							2276	2066	2078
V 8	2091	1873	2121	2168	2100	2102	2116	1983	2110	2078	2065	2068	2117	1998	2151							2215	2110	2168
V 9 A	2002	2166	2036	2050	2002	2040	1957	1978	2185	1905	1968	2010	2114	2178	2093							1984	2090	2168
V 9 B	2106	2244	2038	2136	2159	2144	2285	2243	2058	2182	2234	2147	2204	2199	2213							2370	2160	2139
V 10	1988	1989	2052	1979	1855	2183	2289	2092	2052	2116	2152	2120	2194	2179	2201	2034	2007	1999						
V 11 A	2138	2007	2066	2168	1920	1989	2251	1969	1557	2195	2085	2032	2258	2160	2271	2219	2272	2088						
V 11 B	2122	2104	1991	1967	2183	2130	2124	2103	2058	2028	2217	2079	2292	2182	2146	2273	2227	1933						
V 12	2166	1979	2123	2212	2052	2142	2278	2152	2250	2037	2040	2258	2246	2189	2281	2243	2160	2290						
V 13	2106	1970	2277	2144	2009	2023	2119	2129	2194	2121	2070	2162	2236	1984	2039	2199	2154	2202						
V 14 A	1960	1861	2098	1993	2120	2121	2236	2231	2215	1984	2020	2143	2031	2012	2034	2194	2206	2338						
V 14 B	2150	2148	2039	2182	2092	2232	2169	2304	2076	2247	2363	2144	2292	2227	2178	2328	2284	2222						
V 15	2143	1993	2052	2173	1974	2124	2258	2058	2323	2250	1852	2070	2300	1983	2171	2310	2219	2240						
V 16 A	1905	1944	1956	2124	2066	2165	2067	1821	2108	2174	2090	2192	2254	2126	2136	2253	2161	2096						
V 16 B	2084	1777	1801	1904	2006	2035	2169	2058	1964	2062	2167	2078	2031	2096	2900	2218	2157	2222						
V 17	1956	1822	2047	1995	2121	1996	2077	2022	2243	2122	1959	2260	2294	2009	2144	2159	2157	2337						
V 18	2080	2094	1948	2061	1837	2146	2150	1942	2120	2233	2080	2243	2254	2037	2124	2320	2193	2340						
V 19	2079	2137	2096	2140	2139	2191	2020	2150	2171	2156	2206	2228	2082	2130	2222	2228	2289	2258						
V 20	2033	2209	2185	2148	2274	2265	2206	2269	2195	2228	2379	2367	2290	2294	2367	2294	2317	2384						
V 21	2174	2218	2064	2176	2228	2140	2158	2271	2206	2273	2328	2257	2288	2385	2278	2347	2489	2320						
V 22 A	1890	1903	2162	2087	2158	2107	2142	2154	2229	2179	2154	2234	2244	2113	2243	2257	2223	2325						
V 22 B	2039	1993	1991	2192	2182	2176	2169	2116	2146	2253	2113	2122	2173	2104	2011	2232	2198	2192						
V 23	2021	1943	1963	2212	2104	2145	2148	2207	2293	2259	2101	2218	2226	2062	2246	2281	2092	2325						
V 24	1983	1878	2090	2033	2061	2184	2041	2006	2252	2192	2068	2200	2248	1995	2174	2176	2129	2304						
V 25 A	1972	1987	2075	1901	1979	2112	2147	2023	2174	2083	2090	2176	2240	2039	1730	2223	2281	2147						
V 25 B	2239	1963	2084	2335	2233	2305	2186	2134	2273	2371	2234	2304	2261	2315	2199	2121	2311	2200						
V 26	1958	2122	2020	2088	2156	2157	2103	2159	2111	2181	2203	2157	2156	2271	2186	2277	2339	2316						
V 27	2006	2029	2064	2059	2238	2096	2133	2200	2097	2338	2189	2154	2265	2249	2197	2285	2308	2207						
V 28	2121	2014	2001	2210	2112	2134	2221	2206	2015	2211	2311	2168	2252	2320	2129	2354	2350	2287						
V 29	2135	2261	2206	2290	2164	2222	2636	2216	2324	2315	2269	2267	2320	2331	2300	2410	2295	2322						
V 30	2162	1997	2261	2301	2269	2262	2232	2272	2291	2302	2241	2299	2261	2301	2281	2380	2341	2354						
V 31	2039	2010	2174	1949	2055	2117	2133	2229	2139	2175	2223	2114	2264	2166	2277	2245	2147	2255						
V 32	2033	2104	2144	2088	2078	2075	2202	2131	2145	2198	2141	2228	2332	2201	2224	2231	2143	2225						
V 33	2002	2060	2086	2056	2052	2134	2270	2231	2226	2116	2220	2113	2224	2265	2245	2277	2265	2216						
V 34 A	1893	1917	2130	1921	2050	2115	2009	2159	2162	2027	2009	1991	1980	2133	1907	2198	2247	2211						
V 34 B	2104	2136	2034	2115	2154	2070	2216	2156	2117	2209	2271	2154	2215	2155	2156	2309	2240	2110						
V 35	2003	2068	1949	1990	1983	2087	2112	1985	1974	2127	2092	2092	2079	2130	2186	2233	2165	2114						
V 36	2050	1893	2072	2114	2052	2121	2100	2033	2017	2174	2100	2147	2114	2162	2064	2260	2147	2244						
V 37	2200	2138	2065	2130	2207	2205	2265	2124	2071	2281	2172	2263	2310	2277	2200	2379	2341	2235						
V 38	2064	2143	2081	2288	2166	2075	2220	2123	2100	2131	2229	2212	2378	2247	2204	2400	2201	2260						
V 39	2149	2073	2126	2256	2172	2240	2293	2258	2181	2271	2315	2240	2334	2288	2198	2369	2421	2232						
V 40	2178	2233	2129	2247	2093	2104	2164	2164	2239	2158	2241	2174	2209	2150	2265	2309	2194	2260						
V 41	2161	2172	2103	2218	2211	2238	2273	2329	2056	2270	2298	2147	2273	2215	2273	2339	2394	2415						
V 42	2162	2071	1993	2128	2100	2088	2076	2090	2126	2274	2098	2071	2108	2059	2144	2301	2161	2188						
V 43	2110	1988	1988	2190	2134	2120	2275	2205	2167	2323	2243	2281	2349	2178	2214	2391	2319	2281						
V 44	1962	1993	2124	2054	2222	2023	2117	2188	2200	2070	2200	2240	2143	2281	2182	2223	2292	2248						
V 45	2202	2238	2134	2217	2237	2114	2282	2261	2261	2337	2245	2200	2379	2263	1939	2387	2355	2207						
V 46	2160	1961	2082	2219	2006	2079	2220	2074	2114	2265	2148	2045	2325	2104	2239	2338	2183	2195						
V 47	2073	2007	2065	2080	2134	2196	2183	2122	2158	2258	2269	2223	2084	2162	2167	2247	2293	2147						
V 48	2107	2046	2054	2031	2096	2190	2200	2194	2220	2198	2142	2144	2331	2015	2114	2386	2261	2291						
V 49	2064	2070	2114	2190	2033	2194	2019	2192	2114	2247	2186	2144	2267	2108	2114	2307	2300	2144						
V 50 A	1902	1986	2067	2170	2068	2094	2208	1874	2041	2187	2075	2221	2233	1943	1984	2287	2257	2336						
V 50 B	2076	2008	2059	1967	2187	2018	2043	2184	2160	2076	2118	2084	2048	2134	2199	2182	2115	2217						
V 51	2013	2007	1979	2065	2039	2107	2074	2158	2146	2152	2097	2058	2000	2095	2017	2118	2158	2198						
V 52	2054	2234	2461	2197	2302	2022	2194	2180	2282	2253	2351	2485	2223	2331	2254	2								

1 Passagem				2 Passagens			3 Passagens			4 Passagens			5 Passagens			6 Passagens			7 Passagens			8 Passagens		
Nº da planta	1;4	1;5	1;6	2;4	2;5	2;6	3;4	3;5	3;6	4;4	4;5	4;6	5;4	5;5	5;6	6;4	6;5	6;6	7;4	7;5	7;6	8;4	8;5	8;6
V 1	2316	2134	2142	2318	2205	2173	2224	2205	2193	2225	2213	2210	2238	2280	2215	2224	2248	2225	2235	2260	2227	2285	2275	2268
V 2	2161	2162	2157	2120	2197	2138	2178	2196	2189	2241	2241	2239	2201	2243	2266							2293	2262	2260
V 3	2143	2143	2181	2201	2216	2226	2209	2248	2199	2235	2232	2224	2253	2259	2276							2311	2282	2277
V 4	2128	2142	2065	2166	2130	2182	2212	2219	2163	2209	2235	2173	2270	2240	2177							2234	2250	2233
V 5	2171	2113	2175	2175	2156	2160	2205	2230	2216	2209	2220	2085	2208	2222	2249							2244	2282	2281
V 6	2178	2145	2135	2179	2179	2202	2218	2217	2220	2245	2217	2236	2232	2231	2227							2288	2273	2249
V 7	2170	2129	2162	2136	2176	2138	2177	2155	2122	2201	2204	2179	2221	2230	2185							2254	2252	2253
V 8	2187	2100	2148	2173	2198	2213	2175	2181	2217	2136	2196	2158	2184	2180	2225							2245	2173	2206
V 9 A	2177	2178	2194	2183	2140	2160	2133	2216	2149	2161	2242	2219	2212	2193	2183							2218	2252	2214
V 9 B	2114	2100	2171	2147	2172	2133	2242	2185	2210	2178	2198	2185	2209	2225	2226							2288	2272	2170
V 10	2180	2182	2208	2190	2164	2149	2200	2229	2216	2201	2201	2186	2264	2244	2180	2205	2247	2276						
V 11 A	2150	2195	2088	2156	2179	2149	2211	2192	2137	2184	2222	2227	2203	2201	2214	2231	2257	2253						
V 11 B	2139	2117	2142	2220	2212	2209	2193	2198	2202	2262	2261	2250	2257	2244	2224	2171	2338	2273						
V 12	2100	2106	2149	2167	2181	2186	2251	2240	2238	2193	2227	2229	2235	2245	2209	2292	2307	2241						
V 13	2195	2150	2211	2153	2160	2156	2208	2231	2211	2184	2187	2161	2198	2205	2259	2249	2246	2175						
V 14 A	2094	2173	2186	2152	2167	2161	2228	2240	2222	2158	2188	2173	2197	2097	2245	2232	2290	2199						
V 14 B	2110	2125	2057	2190	2158	2184	2190	2177	2147	2235	2259	2230	2236	2186	2210	2248	2288	2245						
V 15	2112	2106	2069	2142	2091	2159	2265	2216	2280	2218	2245	2212	2148	2245	2240	2287	2243	2223						
V 16 A	2116	2139	2122	2160	2178	2142	2212	2212	2172	2191	2201	2204	2202	2199	2166	2212	2195	2221						
V 16 B	2123	2176	2144	2173	2227	2239	2226	2212	2203	2212	2220	2186	2094	2224	2217	2273	2266	2287						
V 17	2079	2072	2074	2153	2182	2100	2249	2160	2242	2201	2242	2249	2279	2197	2267	2284	2220	2263						
V 18	2090	2175	2132	2183	2090	2153	2153	2183	2164	2184	2205	2203	2194	2198	2155	2267	2255	2278						
V 19	2186	2228	2136	2221	2217	2191	2172	2226	2226	2219	2230	2289	2181	2230	2180	2289	2333	2285						
V 20	2146	2142	2120	2237	2184	2217	2255	2223	2226	2222	2229	2261	2243	2256	2207	2231	2259	2304						
V 21	2107	2189	2021	2167	2153	2130	2162	2214	2168	2184	2245	2229	2238	2202	2222	2298	2302	2284						
V 22 A	2158	2155	2196	2192	2178	2136	2214	2213	2195	2237	2244	2240	2180	2233	2212	2270	2301	2293						
V 22 B	2079	2170	2130	2194	2176	2185	2207	2153	2196	2241	2238	2217	2205	2231	2252	2259	2241	2267						
V 23	2159	2104	2160	2180	2077	2174	2146	2180	2145	2233	2181	2209	2265	2279	2215	2253	2265	2291						
V 24	2184	2207	2123	2166	2166	2203	2227	2236	2240	2189	2204	2186	2215	2201	2259	2225	2214	2266						
V 25 A	2092	2118	2129	2132	2126	2092	2185	2192	2173	2113	2125	2163	2226	2181	2225	2266	2244	2250						
V 25 B	2118	2084	2094	2241	2187	2225	2192	2092	2141	2237	2229	2244	2244	2213	2186	2165	2230	2131						
V 26	2078	2131	2100	2183	2205	2201	2155	2185	2201	2231	2244	2196	2211	2234	2218	2244	2266	2277						
V 27	2123	2136	2153	2100	2183	2175	2137	2188	2197	2200	2181	2236	2227	2238	2186	2220	2207	2208						
V 28	2143	2028	2114	2220	2177	2213	2154	2196	2165	2237	2270	2265	2269	2285	2206	2287	2270	2297						
V 29	2149	2101	2132	2128	2199	2206	2214	2164	2283	2260	2248	2258	2245	2264	2283	2273	2255	2318						
V 30	2219	2118	2139	2199	2174	2186	2219	2236	2266	2270	2208	2200	2255	2278	2244	2296	2253	2262						
V 31	2136	2153	2132	2167	2178	2209	2163	2225	2208	2254	2212	2249	2228	2245	2231	2260	2256	2236						
V 32	2113	2205	2160	2168	2188	2181	2232	2240	2204	2246	2246	2211	2261	2227	2226	2216	2241	2256						
V 33	2127	2155	2125	2162	2160	2184	2221	2201	2219	2238	2221	2210	2225	2252	2224	2218	2272	2259						
V 34 A	2114	2157	2154	2181	2146	2157	2198	2187	2206	2163	2203	2160	2188	2204	2210	2279	2275	2271						
V 34 B	2072	2060	2123	2174	2153	2150	2153	2120	2167	2197	2217	2211	2115	2162	2180	2233	2197	2218						
V 35	2172	2142	2157	2136	2170	2150	2163	2174	2163	2074	2195	2188	2206	2202	2209	2231	2235	2242						
V 36	2137	2126	2147	2158	2145	2136	2172	2190	2149	2217	2214	2205	2170	2211	2219	2233	2246	2231						
V 37	2149	2208	2088	2262	2202	2252	2243	2215	2265	2274	2151	2287	2269	2269	2267	2304	2302	2298						
V 38	2070	2184	2126	2197	2196	2156	2227	2226	2182	2246	2262	2242	2250	2279	2248	2292	2275	2230						
V 39	2123	2156	2169	2188	2194	2041	2190	2206	2185	2231	2238	2242	2204	2231	2182	2160	2261	2236						
V 40	2167	2139	2181	2163	2176	2180	2244	2229	2244	2209	2262	2197	2273	2265	2237	2307	2288	2266						
V 41	2174	2150	2142	2171	2193	2187	2277	2145	2118	2226	2241	2173	2229	2243	2230	2274	2258	2267						
V 42	2139	2171	2131	2129	2205	2202	2188	2182	2171	2222	2230	2211	2176	2213	2216	2247	2249	2259						
V 43	2217	2236	2206	2243	2101	2180	2296	2308	2256	2236	2315	2340	2358	2344	2305	2385	2406	2382						
V 44	2129	2169	2183	2264	2243	2226	2228	2202	2231	2289	2307	2346	2319	2277	2323	2242	2244	2241	2244	2269	2275	2319	2344	2362
V 45	2161	2173	2166	2237	2228	2220	2262	2283	2313	2274	2273	2283	2275	2311	2334	2323	2358	2329						
V 46	2208	2108	2209	2187	2194	2243	2266	2154	2216	2259	2259	2193	2296	2249	2286	2305	2280	2317						
V 47	2105	2137	2045	2175	2144	2159	2201	2174	2147	2223	2210	2255	2224	2222	2232	2249	2230	2273						
V 48	2202	2167	2139	2181	2186	2196	2211	2169	2247	2242	2222	2194	2292	2286	2221	2313	2297	2270						
V 49	2051	2109	2105	2178	2162	2181	2187	2157	2194	2249	2221	2206	2218	2221	2219	2273	2272	2310						
V 50 A	2152	2157	2135	2094	2137	2168	2198	2202	2188	2160	2157	2201	2221	2216	2237	2209	2229	2206						
V 50 B	2125	2066	2177	2200	2212	2224	2199	2189	2221	2234	2230	2238	2263	2228	2236	2265	2270	2277						
V 51	2152	2084	2108	2176	2111	2122	2191	2183	2168	2236	2212	2152	2185	2192	2183	2259	2179	2211						
V 52																								

	1 Passagem	2 Passagens	3 Passagens	4 Passagens	5 Passagens	6 Passagens	7 Passagens	8 Passagens
Nº da planta	1;3	2;3	3;3	4;3	5;3	6;3	7;3	8;3
V 73	2286	2395	2455	2454	2421			2486
V 74	2277	2345	2338	2461	2412			2439
V 75	2267	2437	2393	2487	2396			2619
V 76	2286	2358	2351	2383	2445			2401
V 77	2271	2375	2460	2375	2401			2498
V 78	2227	2348	2333	2334	2383			2486
V 79	2282	2233	2399	2393	2310			2434
V 80	2252	2352	2367	2376	2380			2302
V 81	2261	2159	2323	2352	2378			2460
V 82	2297	2469	2414	2501	2444			2611
V 83	2263	2454	2432	2429	2470	2442	2510	2485
V 84	2224	2468	2432	2511	2493	2530	2604	2559
V 85	2263	2395	2448	2429	2442			2483
V 86	2323	2488	2444	2510	2475			2574
V 87	2351	2453	2321	2511	2458			2472
V 88	2287	2359	2429	2446	2478			2486
V 89	2303	2328	2406	2497	2518			2536
V 90	2243	2381	2387	2269	2363			2354
V 91	2393	2480	2490	2484	2484			2553
V 92	2391	2498	2461	2534	2558			2621
V 93	2391	2414	2466	2486	2577			2517
V 94	2478	2567	2568	2586	2551			2597
V 95	2325	2408	2469	2542	2510			2542
V 96	2379	2340	2416	2430	2435			2457
V 97	2411	2307	2492	2543	2445			2519
V 98	2284	2170	2402	2269	2490			2325
V 99	2167	2323	2380	2344	2482			2438
V 100	2381	2464	2406	2520	2361			2509
V 101	2375	2483	2473	2531	2511			2621
V 102	2380	2584	2442	2484	2520			2622
V 103	2399	2491	2509	2532	2596			2549
V 104	2345	2351	2409	2495	2414			2505
V 105	2364	2417	2433	2435	2429			2395
V 106	2089	2336	2316	2370	2317			2418
V 107	2353	2379	2362	2365	2469			2433
V 108	2318	2443	2435	2327	2538			2407
V 109	2294	2375	2359	2496	2447			2527
V 110	2331	2404	2471	2459	2501			2555
V 111	2319	2425	2398	2526	2478	2532	2540	2540
V 112	2262	2470	2467	2520	2492	2537	2552	2506
V 113	2308	2353	2393	2435	2446	2505	2518	2517
V 114	2218	2375	2357	2459	2410	2468	2435	2456
V 115	2450	2527	2585	2593	2647			2586
V 116	2431	2563	2564	2643	2637			2684
V 117	2348	2489	2510	2547	2575			2644
V 118	2377	2446	2488	2512	2470			2591
V 119	2368	2279	2390	2392	2326			2453
V 120	2241	2444	2354	2401	2415			2528
V 121	2253	2347	2420	2323	2482			2536
V 122	2229	2252	2397	2165	2337			2329
V 123	2170	2429	2374	2452	2412			2420
V 124	2308	2423	2422	2434	2522			2519
V 125	2333	2355	2363	2433	2434			2493
V 126	2227	2336	2401	2400	2428			2531
V 127	2406	2422	2471	2549	2514			2500
V 128	2431	2560	2517	2474	2549			2597
V 129	2390	2406	2369	2434	2496			2550
V 130	2428	2500	2516	2542	2598			2576
V 131	2362	2561	2439	2555	2528			2653
V 132	2329	2396	2377	2511	2487			2621
V 133	2440	2500	2534	2543	2614			2646
V 134	2520	2520	2566	2595	2518			2630
V 135	2292	2421	2416	2363	2333			2407
V 136	2434	2492	2542	2571	2619			2636
V 137	2444	2584	2563	2554	2611			2598
V 138	2303	2350	2337	2430	2323			2329
V 139	2434	2534	2520	2601	2594			2609
V 140	2437	2510	2504	2528	2550			2556
V 141	2317	2438	2371	2441	2359			2497
V 142	2544	2582	2590	2609	2593			2657
V 143	2534	2620	2583	2602	2591			2671
V 144	2399	2447	2492	2508	2558			2493

Quadro A.3 – Baridades da camada de Desgaste medidas com o equipamento de medição Troxler

Nº da planta	1 Passagem					2 Passagens					3 Passagens					4 Passagens					5 Passagens					6 Passagens					7 Passagens					8 Passagens										
	1;1	1;2	1;4	1;5	1;6	2;1	2;2	2;4	2;5	2;6	3;1	3;2	3;4	3;5	3;6	4;1	4;2	4;3	4;4	4;5	4;6	5;1	5;2	5;4	5;5	5;6	6;1	6;2	6;4	6;5	6;6	7;1	7;2	7;4	7;5	7;6	8;1	8;2	8;4	8;5	8;6					
V 73	2228	2208	2347	2321	2370	2326	2319	2429	2459	2396	2398	2419	2511	2511	2523	2406	2439	2520	2530	2500	2415	2479	2511	2527	2469	2401 2482	2403 2307	2458 2361	2463 2354	2411 2478	2490 2473	2479 2495	2537 2495	2490 2502	2518 2558	2494	2465	2534	2560	2519						
V 74	2231	2224	2301	2275	2279	2276	2432	2336	2485	2413	2351	2341	2363	2375	2414	2391	2409	2432	2394	2381	2370	2380	2471	2441	2467											2464	2484	2320	2473	2447	2449	2438	2514	2391	2544	
V 75	2224	2194	2292	2279	2251	2045	2249	2236	2378	2369	2292	2264	2336	2329	2239	2378	2316	2464	2405	2477	2326	2309	2290	2383	2364											2368	2353	2440	2340	2323	2410	2311	2478	2351	2486	
V 76	2193	2216	2281	2367	2337	2324	2343	2393	2278	2229	2308	2364	2438	2307	2309	2360	2360	2380	2396	2395	2345	2374	2302	2311	2329											2305	2357	2289	2462	2462	2416	2443	2444	2403	2428	
V 77	2225	2155	2230	2253	2331	2319	2116	2415	2392	2362	2306	2325	2379	2398	2327	2287	2293	2234	2477	2414	2401	2319	2443	2311	2359											2429	2363	2418	2491	2445	2451	2437	2487	2517	2487	
V 78	2245	2196	2274	2237	2237	2273	2254	2348	2216	2236	2315	2295	2384	2375	2407	2299	2418	2437	2419	2429	2455	2482	2444	2467	2487											2440	2426	2487	2448	2448	2423	2442	2407	2439	2482	2518
V 79	2184	2139	2281	2319	2351	2324	2323	2399	2336	2359	2376	2382	2451	2410	2449	2410	2366	2418	2486	2424	2328	2456	2140	2205	2468											2414	2389	2440	2128	2416	2409	2389	2407	2438	2464	
V 80	2280	2248	2352	2314	2311	2273	2254	2348	2216	2236	2315	2295	2384	2375	2407	2401	2319	2443	2311	2359	2429	2363	2418	2491	2445											2451	2437	2487	2517	2487	2440	2426	2487	2448	2423	
V 81	2181	2191	2256	2246	2288	2324	2323	2399	2336	2359	2376	2382	2451	2410	2449	2410	2366	2418	2486	2424	2328	2456	2140	2205	2468											2414	2389	2440	2128	2416	2409	2389	2407	2438	2464	
V 82	2266	2230	2303	2296	2220	2391	2345	2411	2438	2366	2331	2385	2412	2384	2399	2340	2364	2411	2434	2422	2414	2389	2440	2128	2416											2409	2389	2407	2438	2464	2382	2380	2438	2421	2437	
V 83	2234	2250	2310	2275	2270	2386	2375	2401	2419	2396	2285	2342	2341	2379	2402	2293	2310	2347	2322	2342	2393	2378	2442	2350	2461											2379	2335	2411	2404	2409	2217	2245	2114	2198	2171	
V 84	2219	2218	2279	2305	2334	2387	2224	2402	2330	2378	2340	2364	2411	2434	2422	2451	2487	2337	2394	2405	2485	2406	2492	2401	2371											2501	2516	2471	2492	2509	2517	2504	2559	2555	2554	
V 85	2238	2236	2263	2255	2235	2301	2315	2358	2387	2368	2352	2305	2403	2412	2350	2388	2420	2452	2457	2345	2256	2248	2327	2355	2433											2379	2335	2424	2467	2462	2294	2310	2196	2250	2171	
V 86	2146	2190	2271	2220	2291	2352	2305	2403	2412	2350	2352	2292	2382	2378	2376	2298	2275	2350	2342	2380	2217	2245	2114	2198	2171											2492	2435	2404	2387	2384	2476	2500	2346	2491	2433	
V 87	2350	2291	2371	2365	2418	2470	2362	2467	2353	2326	2469	2364	2406	2413	2410	2485	2406	2492	2401	2371	2509	2464	2594	2578	2521	2474	2453	2435	2439	2458	2381	2370	2405	2425	2416											
V 88	2269	2261	2347	2314	2372	2311	2552	2534	2516	2501	2469	2529	2553	2521	2571	2433	2385	2420	2384	2453	2490	2538	2519	2504	2449	2388	2335	2385	2375	2450	2339	2342	2359	2396	2354											
V 89	2288	2240	2348	2284	2323	2437	2375	2469	2412	2426	2361	2378	2415	2400	2399	2359	2356	2420	2393	2386	2381	2381	2399	2431	2400	2403	2407	2458	2453	2428	2352	2408	2538	2426	2433											
V 90	2162	2178	2212	2174	2183	2444	2419	2387	2371	2369	2437	2419	2387	2371	2392	2469	2469	2385	2370	2392	2478	2515	2456	2429	2399	2437	2450	2486	2522	2304	2463	2304	2224	2324												
V 91	2324	2378	2338	2382	2353	2262	2250	2233	2313	2232	2262	2230	2269	2226	2196	2317	2192	2420	2389	2348	2366	2332	2376	2320	2365	2357	2354	2409	2408	2418	2403	2375	2428	2333	2317											
V 92	2308	2369	2307	2334	2330	2274	2319	2388	2376	2356	2236	2286	2243	2336	2338	2226	2285	2325	2336	2338	2411	2390	2363	2337	2413	2496	2483	2298	2366	2413	2478	2515	2456	2429	2399											
V 93	2346	2257	2372	2318	2335	2397	2419	2328	2360	2351	2444	2419	2387	2371	2369	2478	2515	2456	2429	2399	2444	2469	2450	2486	2522	2437	2450	2556	2561	2500	2260	2249	2292	2274	2272											
V 94	2244	2302	2217	2349	2411	2331	2331	2268	2298	2300	2262	2230	2269	2226	2196	2366	2332	2376	2320	2365	2385	2376	2170	2363	2300	2357	2354	2409	2408	2418	2403	2375	2428	2333	2317											
V 95	2306	2362	2294	2330	2305	2291	2247	2337	2320	2395	2274	2323	2381	2417	2415	2367	2401	2468	2431	2439	2367	2401	2468	2431	2439	2308	2339	2438	2442	2952	2297	2334	2458	2481	2451											
V 96	2335	2289	2340	2322	2342	2291	2254	2293	2367	2370	2237	2262	2390	2386	2437	2268	2276	2336	2372	2418	2228	2284	2318	2382	2412	2505	2557	2360	2502	2387	2469	2471	2392	2392	2444											
V 97	2251	2401	2371	2441	2413	2397	2417	2336	2345	2377	2437	2469	2385	2370	2392	2478	2515	2456	2429	2399	2437	2450	2556	2561	2500	2509	2500	2409	2417	2439	2437	2450	2556	2561	2500											
V 98	2176	2052	2233	2270	2188	2216	2254	2293	2367	2370	2216	2348	2321	2421	2310	2281	2336	2358	2356	2355	2403	2407	2458	2453	2428	2352	2408	2538	2426	2433	2466	2491	2484	2495	2500											
V 99	2226	2234	2242	2268	2151	2291	2247	2337	2320	2395	2291	2247	2337	2320	2395	2367	2401	2468	2431	2439	2417	2338	2441	2440	2466	2417	2338	2441	2440	2466	2308	2339	2438	2442	2952											
V 100	2249	2304	2314	2303	2364	2311	2348	2446	2446	2459	2237	2262	2390	2386	2437	2310	2369	2497	2479	2461	2297	2334	2458	2481	2451	2297	2334	2458	2481	2451	2311	2282	2395	2402	2323											
V 101	2387	2320	2365	2282	2321	2250	2271	2259	2263	2266	2250	2271	2259	2263	2357	2268	2276	2336	2372	2418	2311	2282	2395	2402	2323	2228	2284	2318	2382	2412	2505	2557	2360	2502	2387											
V 102	2262	2250	2233	2313	2232	2397	2419	2328	2360	2351	2444	2419	2387	2371	2369	2496	2483	2298	2366	2413	2469	2471	2392	2392	2444	2469	2471	2392	2392	2444	2509	2500	2409	2417	2439											
V 103	2257	2339	2319	2327	2324	2349	2364	2369	2364	2412	2453	2368	2373	2262	2398	2456	2377	2416	2450	2443	2444	2469	2450	2486	2522	2437	2450	2556	2561	2500	2260	2249	2292	2274	2272											
V 104	2245	2249	2295	2331	2364	2437	2375	2469	2412	2426	2331	2331	2268	2298	2300	2262	2230	2269	2226	2196	2317	2192	2420	2389	2348	2366	2332	2376	2320	2365	2357	2354	2409	2408	2418											
V 105	2325	2295	2401	2370	2359	2251	2348	2354	2384	2387	2217	2265	2280	2263	2320	2322	2351	2301	2288	2284	2369	2338	2393	2388	2384	2342	2392	2462	2428	2435	2295	2495	2469	2485	2488											
V 106	2086	2175	2286	2290	2101	2397	2419	2328	2360	2351	2437	2469	2385	2370	2392	2478	2515	2456	2429	2399	2444	2469	2450	2486	2522	2437	2450	2556	2561	2500	2260	2249	2292	2274	2272											
V 107	2210	2254	2293	2367	2370	2216	2348	2321	2421	2310	2266	2307	2400	2386	2374	2262	2230	2269	2226	2196	2317	2192	2420	2389	2348	2366	2332	2376	2320	2365	2357	2354	2409	2408	2418											
V 108	2317	2323	2366	2227	2315	2397	2417	2336	2345	2377	2437	2469	2385	2370	2392	2478	2515	2456	2429	2399	2444	2469	2450	2486	2522	2437	2450	2556	2561	2500	2260	2249	2292	2274	2272											
V 109	2183																																													

Quadro A.4 – Baridades da camada de Desgaste medidas com o equipamento de medição PQI

Nº da planta	Temp. S1	Temp. S2	Temp. S3	Temp. S4	Temp. S5	Temp. S8
V 1	106	112	120	112	120	125
V 2	108	116	108	116	120	114
V 3	110	121	116	114	118	116
V 4	90	108	106	115	108	115
V 5	105	118	109	116	111	112
V 6	105	107	101	103	107	104
V 7	86	86	85	80	89	82
V 8	82	84	80	72	80	72
V 9 A	88	92	88	77	87	83
V 9 B	90	93	90	90	87	92
V 10	103	88	104	90	100	103
V 11 A	100	95	106	103	113	104
V 11 B	105	120	114	120	114	111
V 12	107	92	107	112	109	109
V 13	103	91	108	121	107	104
V 14 A	102	139	104	123	109	109
V 14 B	100	102	95	100	100	103
V 15	103	101	106	101	103	101
V 16 A	77	88	83	83	82	82
V 16 B	65	73	71	75	67	71
V 17	75	79	87	88	89	79
V 18	96	94	106	100	99	101
V 19	91	128	110	118	113	116
V 20	114	128	114	122	111	120
V 21	112	120	113	122	115	117
V 22 A	110	120	110	120	112	118
V 22 B	119	130	120	115	126	127
V 23	113	122	100	118	120	118
V 24	120	103	110	101	102	112
V 25 A	81	89	92	89	81	89
V 25 B	88	91	85	90	92	90
V 26	77	92	76	91	82	93
V 27	64	82	73	83	70	69
V 28	102	111	101	115	107	109
V 29	108	110	111	117	111	118
V 30	109	132	117	130	124	126
V 31	109	95	110	102	104	109
V 32	106	103	108	105	96	103
V 33	101	92	110	103	99	103
V 34 A	80	84	86	84	81	84
V 34 B	85	99	90	100	100	105
V 35	82	74	80	73	81	72
V 36	89	82	76	82	86	81
V 37	112	142	118	128	118	125
V 38	105	109	104	105	108	112
V 39	102	107	104	109	98	105
V 40	104	110	103	99	112	106
V 41	92	96	86	94	91	82
V 42	64	92	59	83	74	77
V 43	95	127	107	118	106	115
V 44	117	134	112	125	123	122
V 45	85	112	96	106	102	99
V 46	102	105	96	100	98	97
V 47	94	99	84	96	97	97
V 48	76	94	85	92	86	88
V 49	114	139	122	141	128	132
V 50 A	110	102	107	99	106	99
V 50 B	101	133	111	116	114	109
V 51	108	96	89	102	80	100
V 52	110	118	109	122	116	108
V 53	98	105	99	105	104	101
V 54	71	83	88	89	85	85
V 55	106	126	115	132	115	129
V 56						
V 57	88	84	70	81	79	80
V 58 A	88	126	128	125	123	116
V 58 B						
V 59	106	106	105	103	107	102
V 60	90	91	86	92	85	88
V 61	100	105	109	107	100	96
V 62	103	116	98	105	95	112
V 63	82	77	63	75	68	66
V 64	124	133	128	134	124	125
V 65	90	110	105	105	103	103
V 66	65	82	70	85	72	80
V 67	112	129	109	109	119	125
V 68	106	116	111	109	98	107
V 69	86	81	84	97	80	95
V 70	114	132	115	125	118	114
V 71	108	114	106	118	107	110
V 72	86	93	93	91	96	95

Quadro A.5 – Temperaturas superficiais da camada de Base antes da compactação

Nº da planta	Temp. Ü 1	Temp. Ü 2	Temp. Ü 3	Temp. Ü 4	Temp. Ü 5	Temp. Ü 8
V 73	107	137	106	122	107	104
V 74	125	129	122	130	119	129
V 75	85	89	85	106	81	115
V 76	93	113	96	107	89	97
V 77	106	127	115	116	111	117
V 78	92	116	100	119	111	124
V 79	78	102	80	100	68	82
V 80	79	90	78	82	78	74
V 81	73	110	84	104	92	101
V 82	113	144	119	127	130	128
V 83	107	124	120	125	120	113
V 84	125	148	126	144	123	122
V 85	105	120	105	111	108	117
V 86	92	115	89	124	93	124
V 87	98	120	93	114	99	110
V 88	83	114	80	99	78	86
V 89	90	107	80	110	94	121
V 90	84	110	82	72	72	74
V 91	120	128	111	109	89	111
V 92	121	173	123	165	162	167
V 93	106	136	138	118	131	135
V 94	106	124	108	100	109	106
V 95	103	109	96	101	103	103
V 96	111	110	108	99	105	105
V 97	92	90	95	90	85	91
V 98	84	65	84	68	92	75
V 99	66	74	67	69	78	65
V 100	130	160	134	160	128	140
V 101	134	156	135	150	126	154
V 102	115	120	120	112	128	132
V 103	109	120	106	123	100	110
V 104	83	102	93	97	83	88
V 105	86	125	93	122	99	102
V 106	73	72	75	73	73	74
V 107	94	83	86	78	86	83
V 108	81	77	82	73	83	78
V 109	111	145	126	144	135	140
V 110	104	135	129	128	135	137
V 111	85	101	85	102	89	108
V 112	104	123	105	118	107	111
V 113	77	91	78	88	79	99
V 114	71	95	70	93	75	87
V 115	142	134	150	142	168	156
V 116	113	124	130	124	136	135
V 117	85	104	95	108	96	98
V 118	96	100	105	98	122	95
V 119	65	63	63	70	64	67
V 120	75	96	77	84	91	85
V 121	103	116	124	123	129	128
V 122	82	130	115	110	115	121
V 123	80	86	77	87	71	76
V 124	113	125	105	120	116	115
V 125	97	98	113	99	99	105
V 126	90	102	98	96	97	92
V 127	99	150	102	143	111	105
V 128	99	130	95	138	111	140
V 129	75	75	62	83	78	84
V 130	107	143	111	134	108	102
V 131	71	111	76	111	96	124
V 132	80	83	67	96	82	92
V 133	110	120	110	125	128	125
V 134	101	100	95	109	93	116
V 135	58	88	67	74	65	64
V 136	106	144	123	142	135	140
V 137	91	118	104	105	93	102
V 138	79	76	76	82	75	78
V 139	107	112	116	108	123	106
V 140	99	106	99	115	101	98
V 141	77	102	74	98	84	96
V 142	112	114	113	113	103	115
V 143	94	118	91	104	95	106
V 144	83	86	91	77	80	74

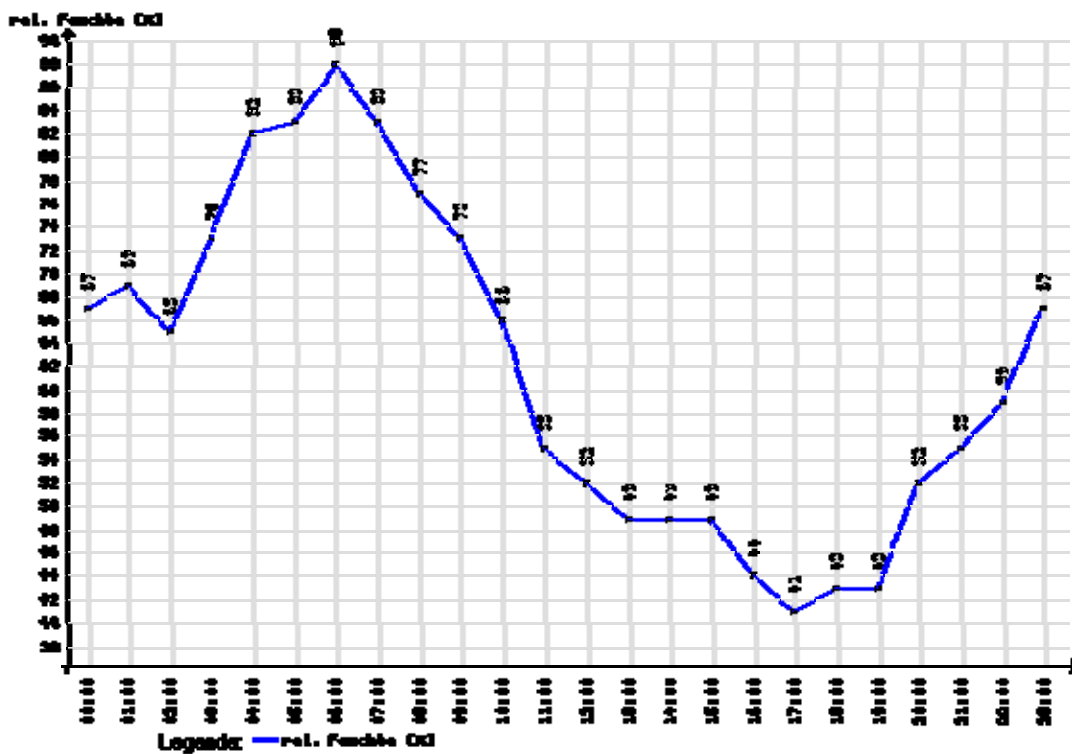
Quadro A.6 – Temperaturas superficiais da camada de Desgaste antes da compactação

ANEXO D – Dados meteorológicos durante os ensaios de campo

1 de Agosto de 2005

Tirschenreuth
Seiten am Rf., Deutschland

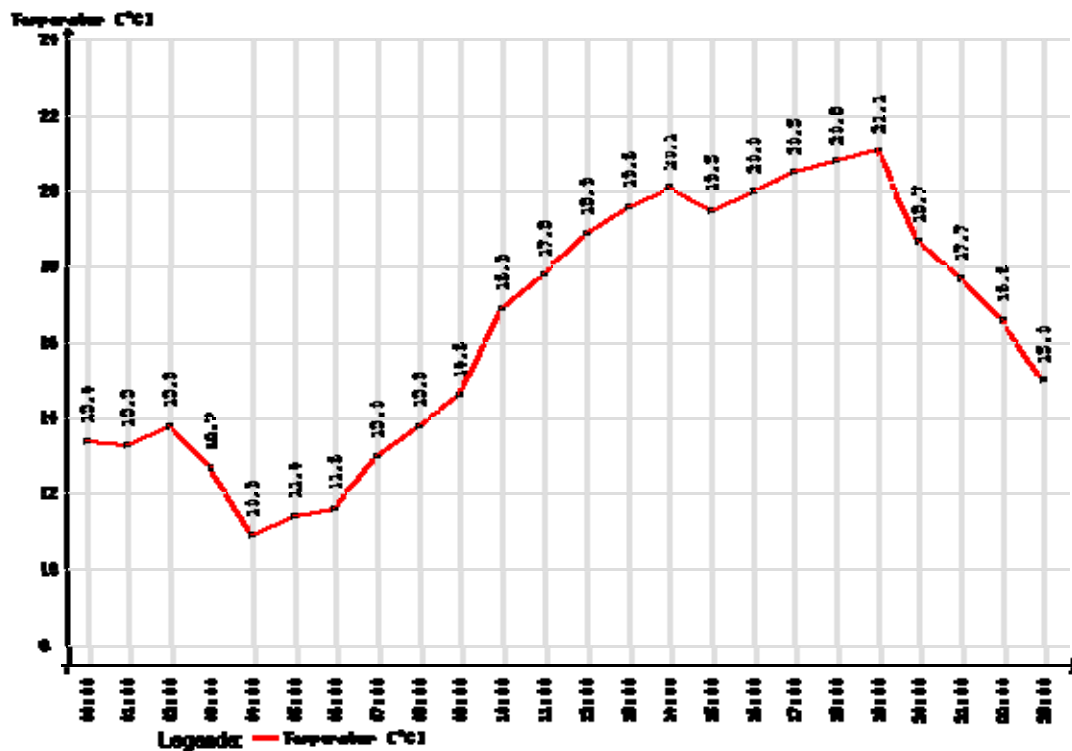
wetter.com



Zeitraum: 01.08.2005 00:00 Uhr - 01.08.2005 23:00 Uhr Ortszeit

Tirschenreuth
Seiten am Rf., Deutschland

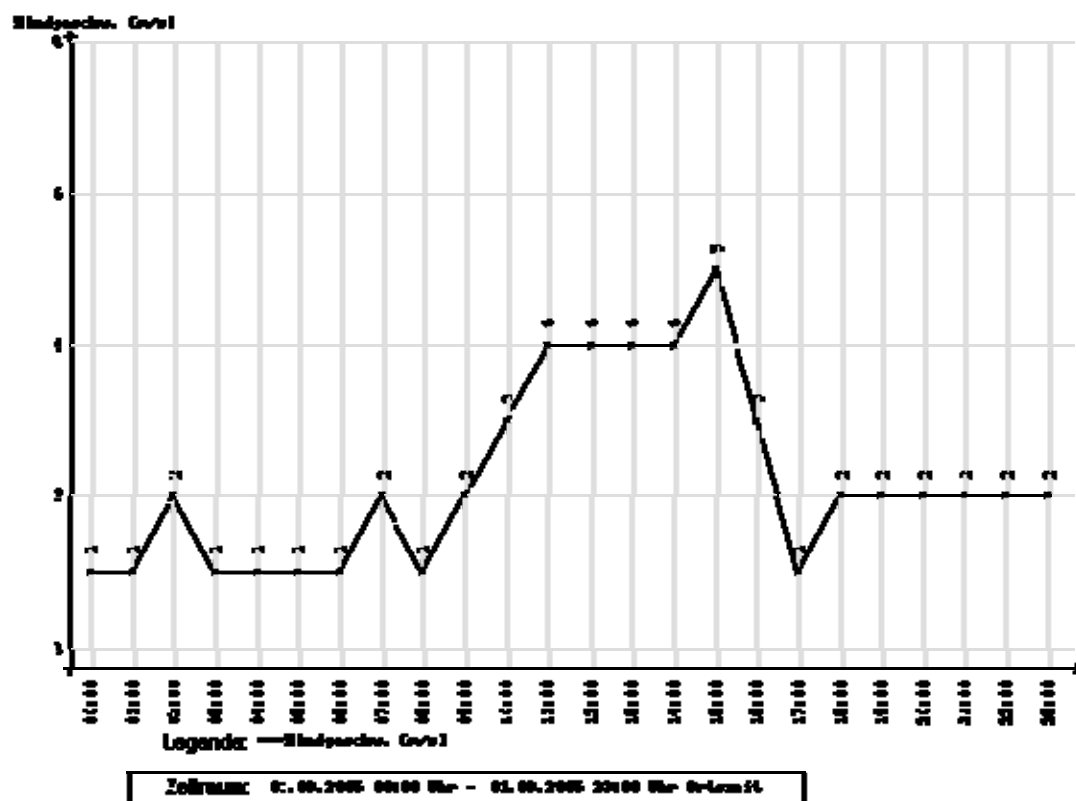
wetter.com



Zeitraum: 01.08.2005 00:00 Uhr - 01.08.2005 23:00 Uhr Ortszeit

Tirschenreuth
 Station am Hof, Oberfranken

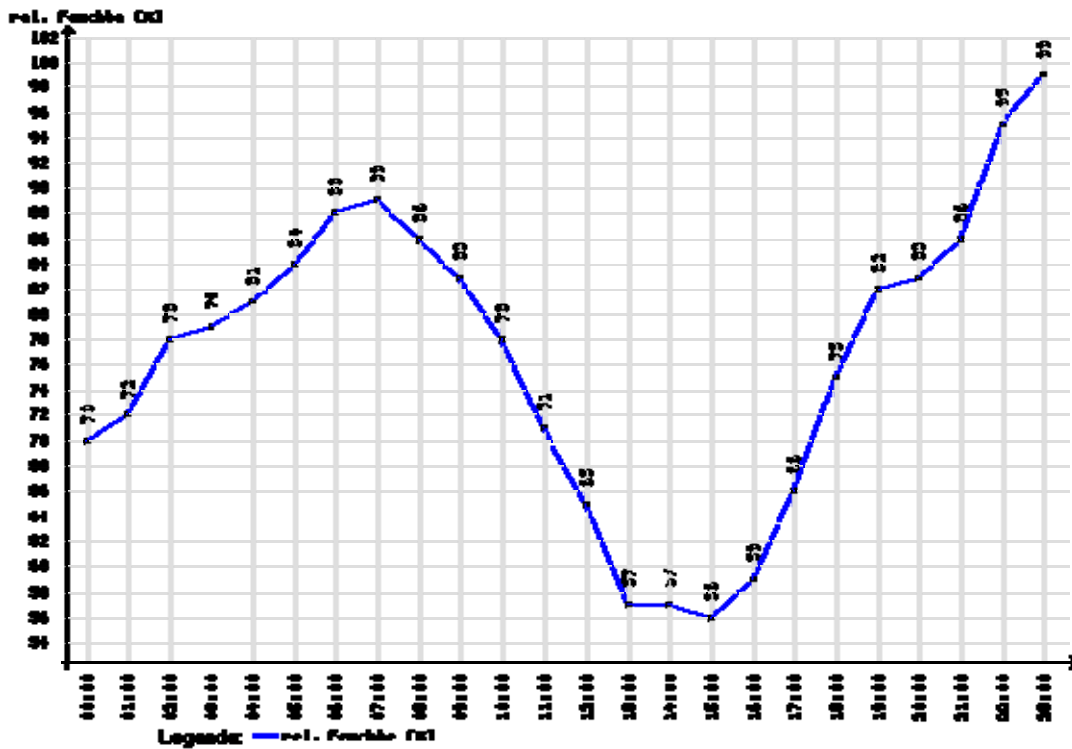
weiter.com



2 de Agosto de 2005

Tirschenreuth
Seiten am Rf, Deutschland

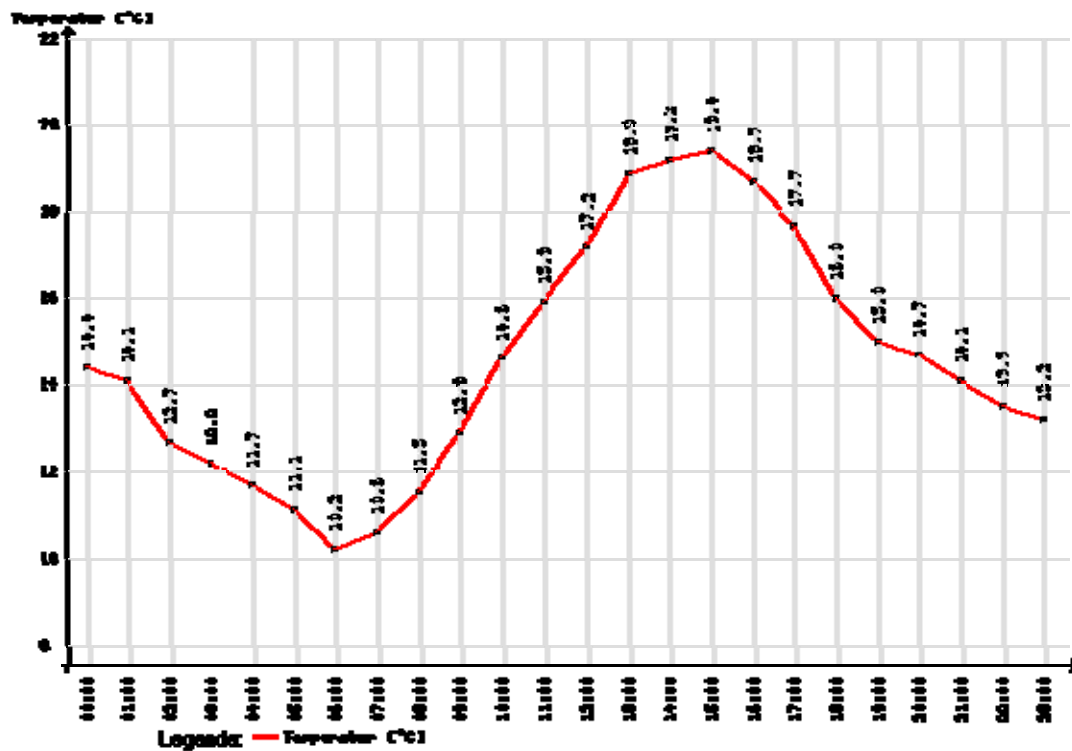
wetter.com



Zeitraum: 02.08.2005 00:00 Uhr - 02.08.2005 20:00 Uhr - 0-telast

Tirschenreuth
Seiten am Rf, Deutschland

wetter.com

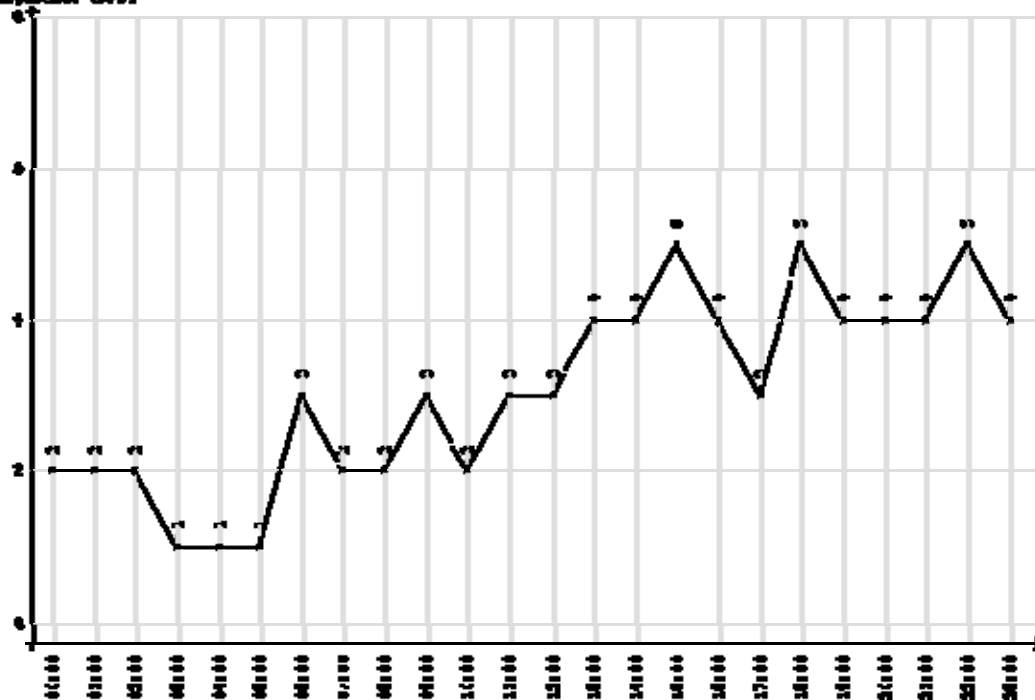


Zeitraum: 02.08.2005 00:00 Uhr - 02.08.2005 20:00 Uhr - 0-telast

Tirschenreuth
Geben auf Hof, Deutschland

wetter.com

Windgeschw. (km/h)

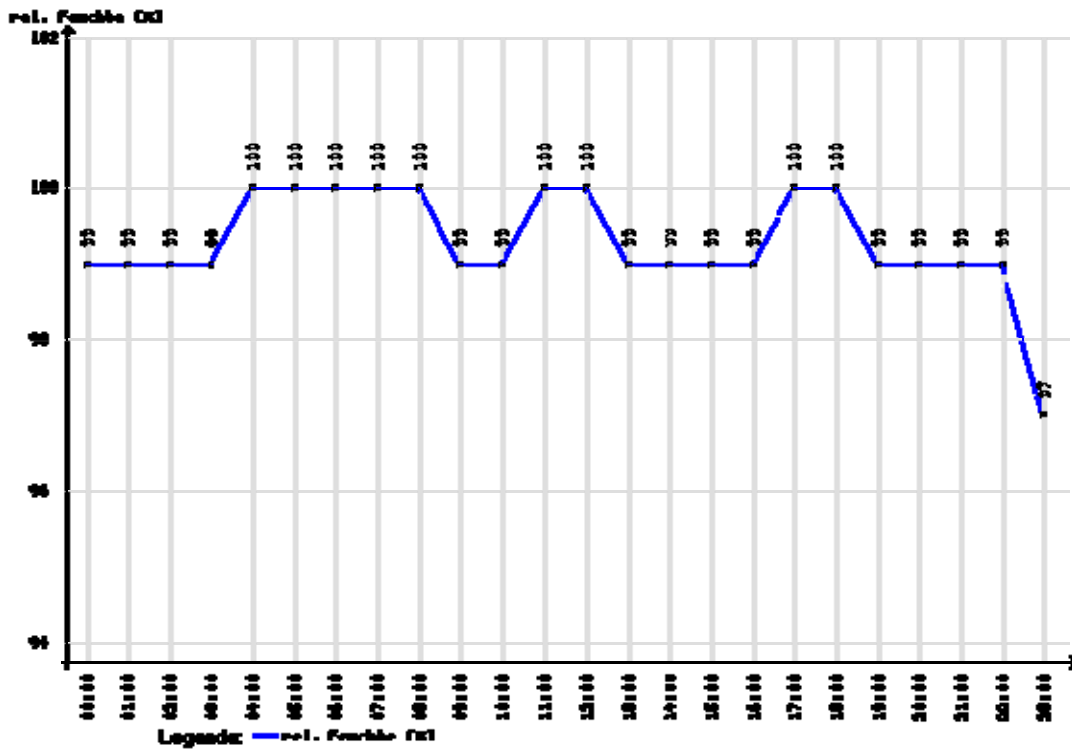


Zeitraum: 02.09.2005 10:00 Uhr - 02.09.2005 24:00 Uhr 0-1km24

3 de Agosto de 2005

Tirschenreuth
Obere Main, Deutschland

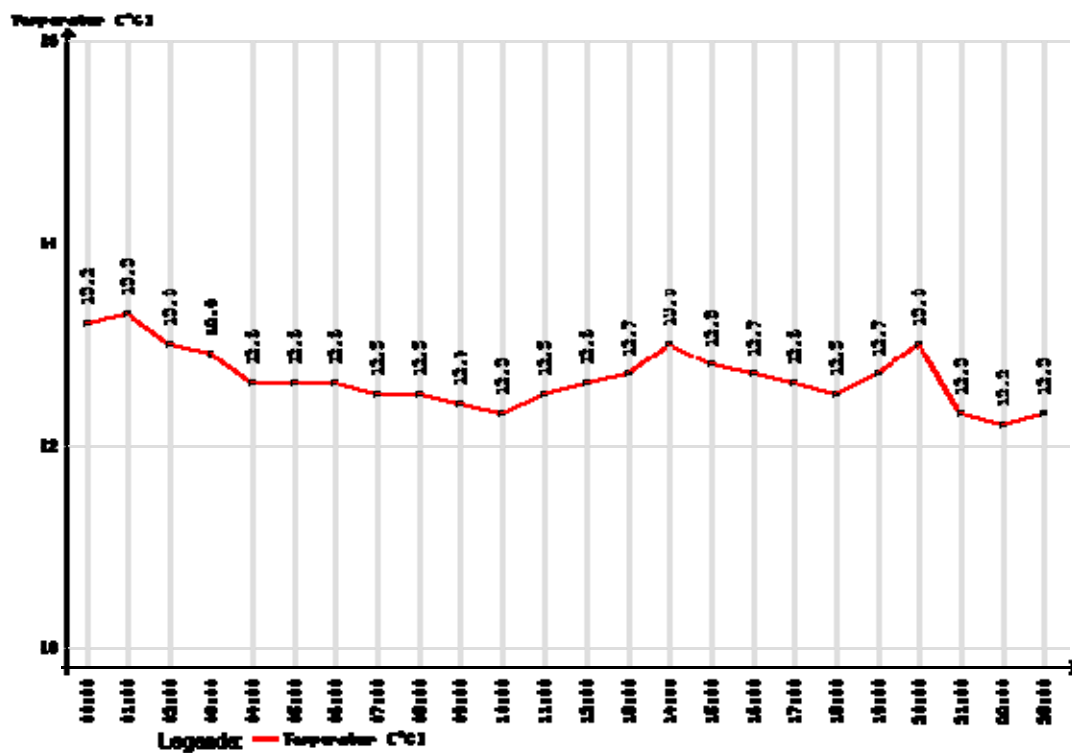
wetter.com



Zeitraum: 03.08.2005 00:00 Uhr - 03.08.2005 20:00 Uhr 0-tages

Tirschenreuth
Obere Main, Deutschland

wetter.com

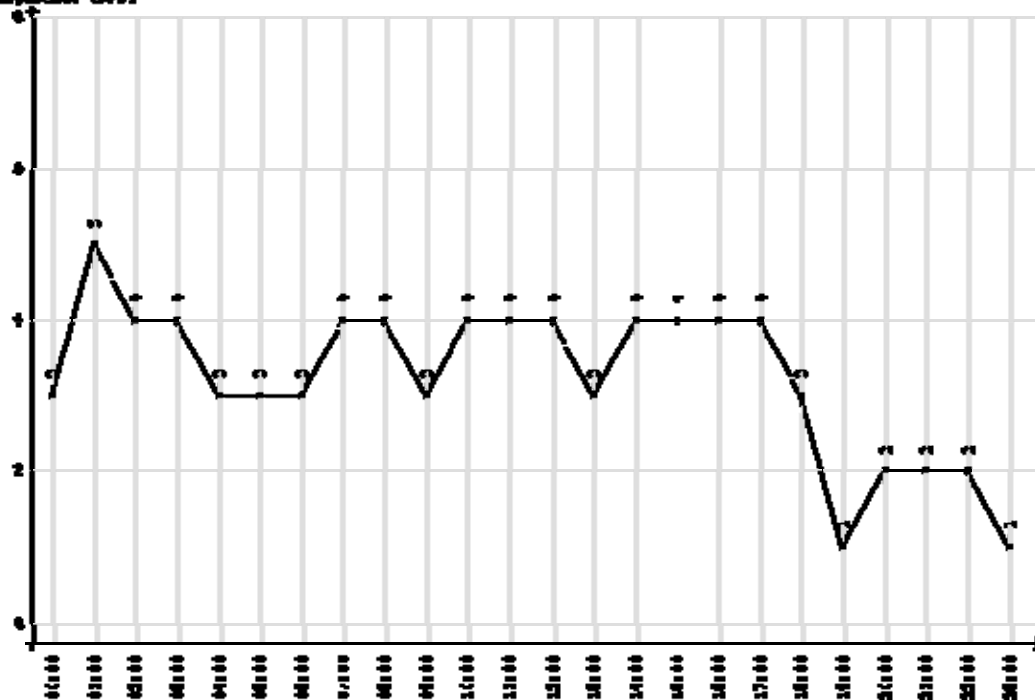


Zeitraum: 03.08.2005 00:00 Uhr - 03.08.2005 20:00 Uhr 0-tages

Tirschenreuth
Geben auf Hof, Deutschland

wetter.com

Windgeschw. (km/h)

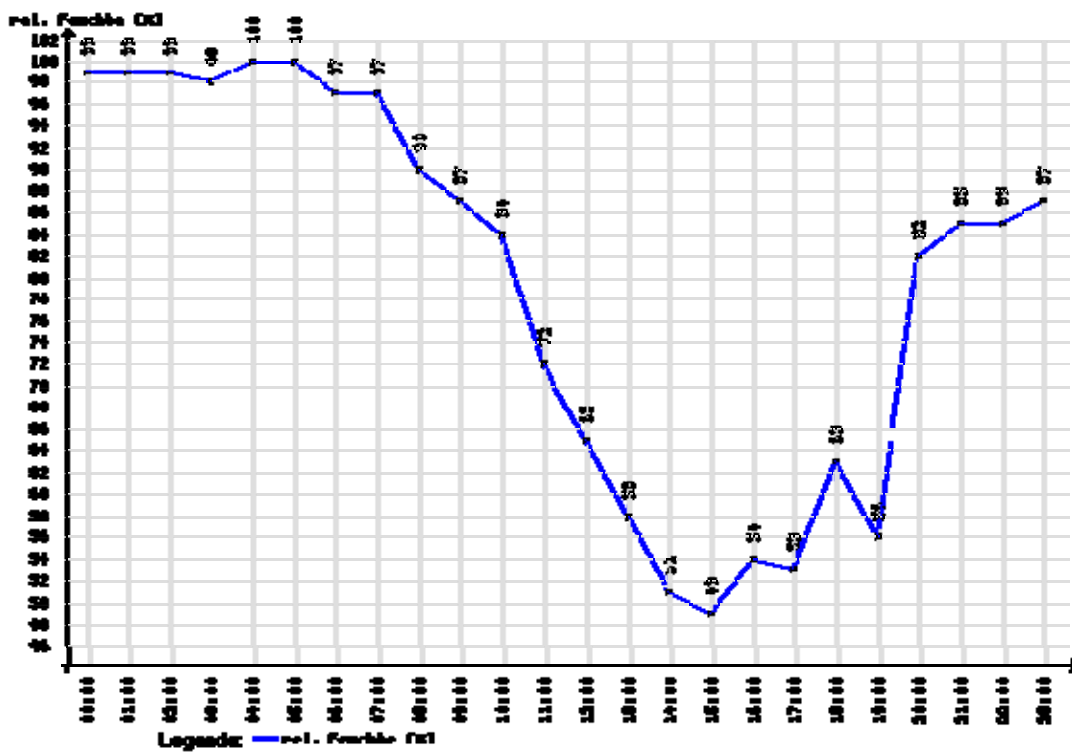


Zeitraum: 01.08.2005 10:00 Uhr - 01.08.2005 24:00 Uhr 01.08.2005

4 de Agosto de 2005

Tirschenreuth
Seiten am Rf, Deutschland

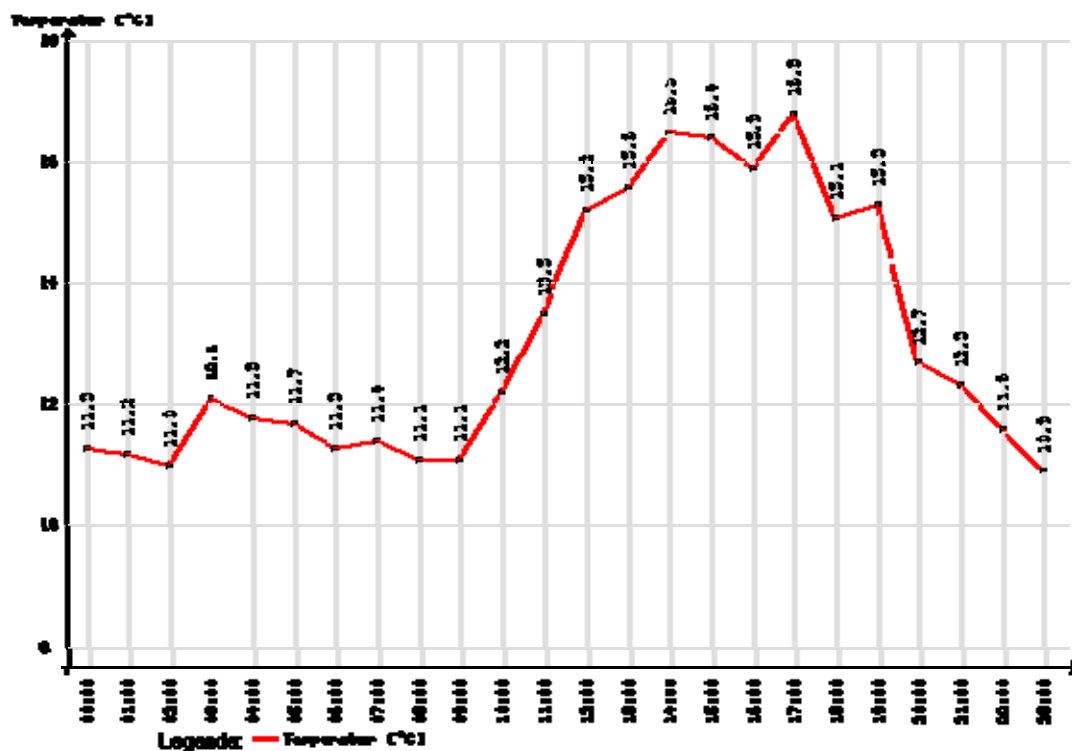
wetter.com



Zeitraum: 01.08.2005 00:00 Uhr - 01.08.2005 20:00 Uhr - 0-telast

Tirschenreuth
Seiten am Rf, Deutschland

wetter.com

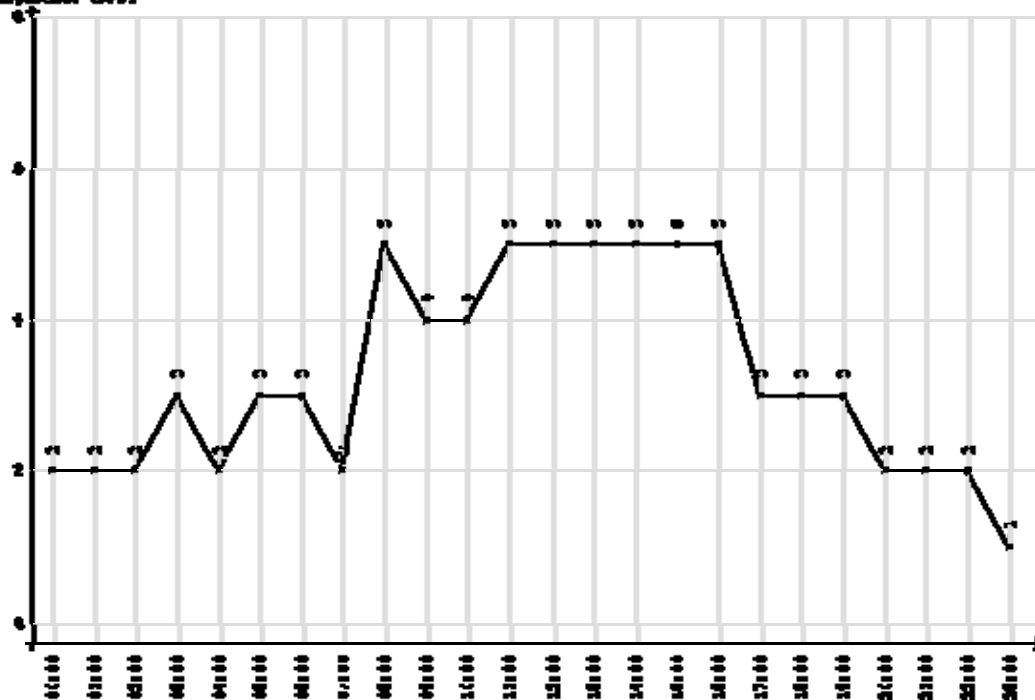


Zeitraum: 01.08.2005 00:00 Uhr - 01.08.2005 20:00 Uhr - 0-telast

Tirschenreuth
Geben auf Hof, Deutschland

wetter.com

Windgeschw. (km/h)

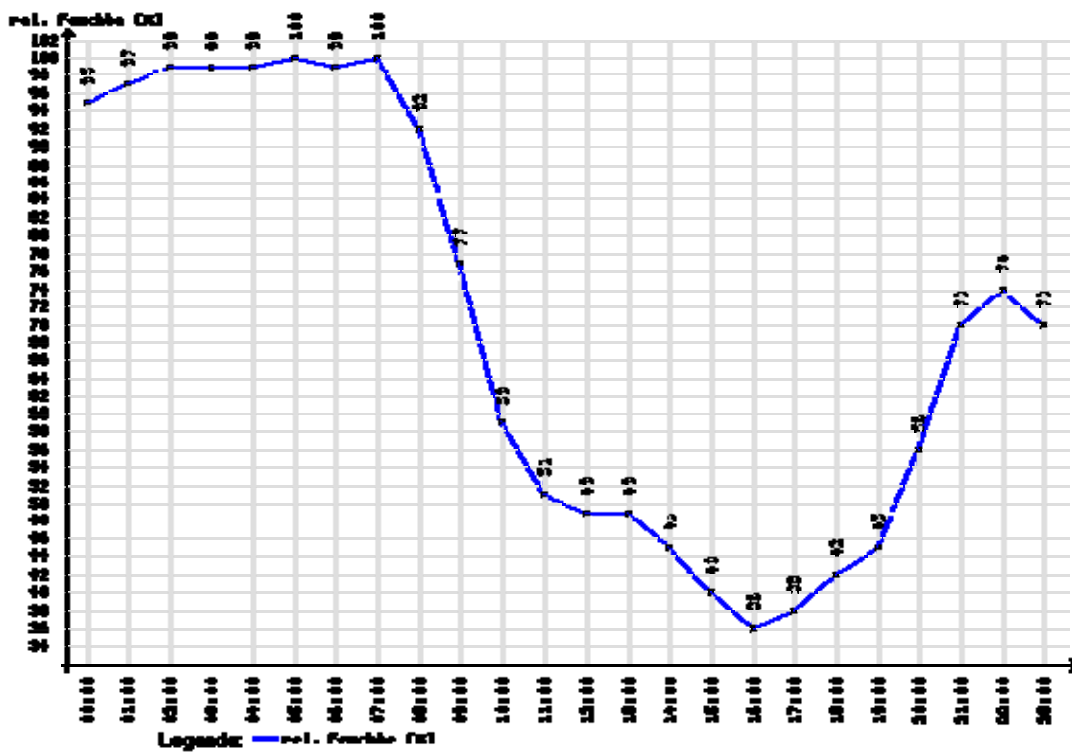


Zeitraum: 01.08.2005 10:00 Uhr - 01.08.2005 23:00 Uhr 01.08.2005

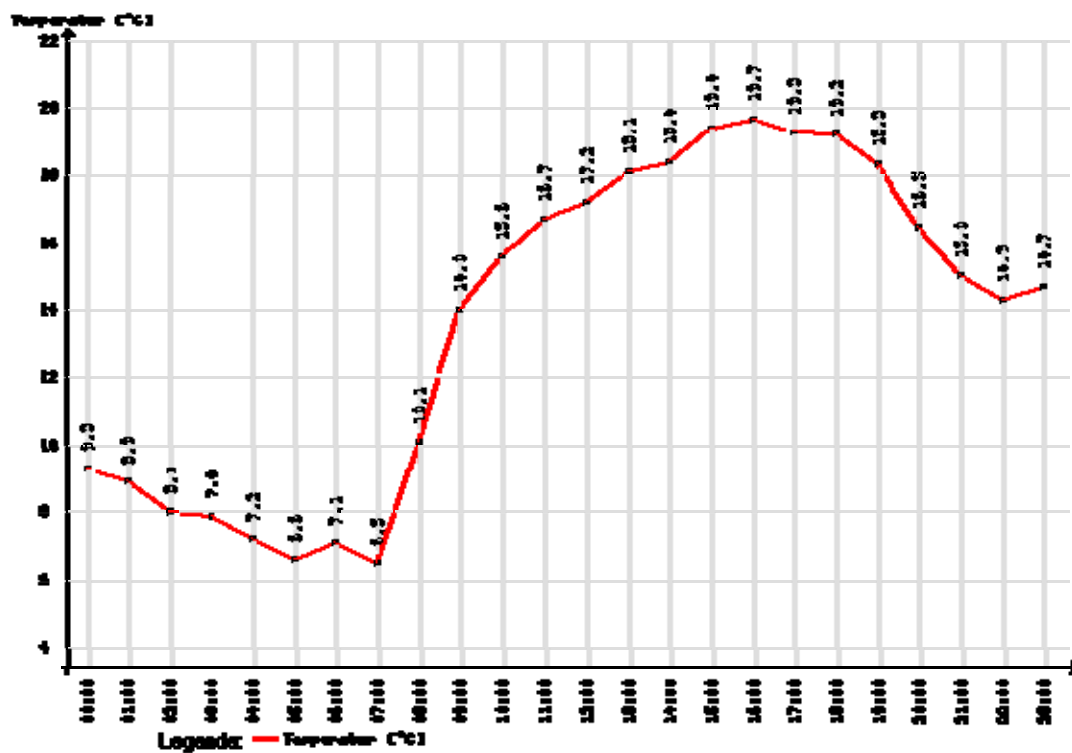
5 de Agosto de 2005

Tirschenreuth
Seiten am Rf, Deutschland

wetter.com

Tirschenreuth
Seiten am Rf, Deutschland

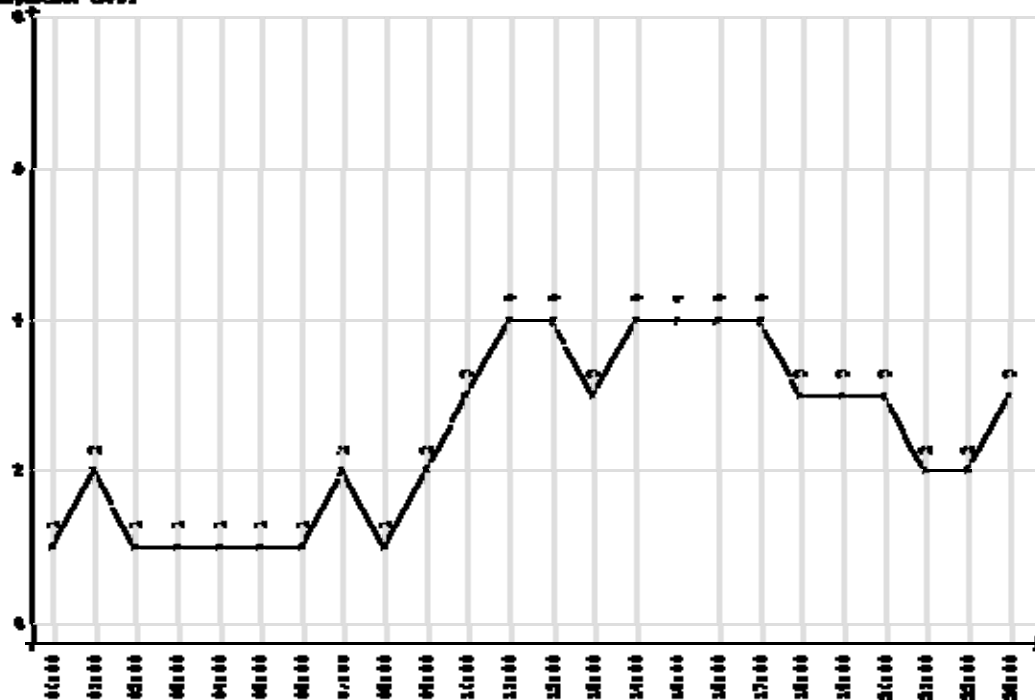
wetter.com



Tirschenreuth
Geben auf Hof, Deutschland

wetter.com

Windgeschw. (km/h)



Legende: — Windgeschw. (km/h)

Zeitraum: 01.09.2005 10:00 Uhr - 01.09.2005 23:00 Uhr 0-12km/h

Dados obtidos nas medições com o equipamento Troxler (todos os dados)

Descriptive Statistics

	Mean	Std. Deviation	N
Ln(Gc)	4,55607	,046100	918
Material	,47	,499	918
Ln (M/I)	3,992400000000	,032280643571890	918
Ln(T)	3,889752366783	,414211196767100	918
4 Pass Estaticas	,24	,424	918
Ln(Fv)	1,246832494087	1,766148591768897	918
Ln(Fo)	1,23	1,687	918
Ln(FVO)	,86	1,552	918
Ln(Nº Pass)	1,14	,667	918

Model Summary^a

Model	R	R Square	Adjusted R Square	Std. Error of the Estimate	Change Statistics					Durbin-Watson
					R Square Change	F Change	df1	df2	Sig. F Change	
1	,809 ^a	,654	,651	,027248	,654	214,470	8	909	,000	1,833

a. Predictors: (Constant), Ln(Nº Pass), Ln(FVO), Ln (M/I), Material, Ln(T), 4 Pass Estaticas, Ln(Fv), Ln(Fo)

b. Dependent Variable: Ln(Gc)

Coefficients^a

Model		Unstandardized Coefficients		Standardized Coefficients	t	Sig.	95% Confidence Interval for B		Correlations			Collinearity Statistics	
		B	Std. Error	Beta			Lower Bound	Upper Bound	Zero-order	Partial	Part	Tolerance	VIF
1	(Constant)	3,191	,112		28,597	,000	2,972	3,410					
	Material	-,033	,002	-,361	-18,458	,000	-,037	-,030	-,340	-,522	-,360	,994	1,006
	Ln (M/I)	,294	,028	,206	10,528	,000	,239	,349	,210	,330	,205	,997	1,003
	Ln(T)	,038	,002	,345	17,548	,000	,034	,043	,362	,503	,343	,988	1,012
	4 Pass Estaticas	,028	,002	,260	13,066	,000	,024	,033	,263	,398	,255	,959	1,043
	Ln(Fv)	,002	,001	,069	1,939	,053	,000	,004	-,075	,064	,038	,299	3,345
	Ln(Fo)	,003	,001	,101	2,829	,005	,001	,005	-,021	,093	,055	,297	3,366
	Ln(FVO)	,007	,001	,230	6,797	,000	,005	,009	,167	,220	,133	,333	2,999
	Ln(Nº Pass)	,035	,001	,500	25,559	,000	,032	,037	,526	,647	,499	,994	1,006

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Correlations

		Ln(Gc)	Material	Ln (M/I)	Ln(T)	4 Pass Estaticas	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(FVO)	Ln(Nº Pass)
Pearson Correlation	Ln(Gc)	1,000	-,340	,210	,362	,263	-,075	-,021	,167	,526
	Material	-,340	1,000	,018	,003	,033	,020	-,024	,041	,000
	Ln (M/I)	,210	,018	1,000	,011	,011	,029	-,014	,015	,000
	Ln(T)	,362	,003	,011	1,000	-,046	-,004	,010	-,046	,076
	4 Pass Estaticas	,263	,033	,011	-,046	1,000	,001	-,014	,128	,000
	Ln(Fv)	-,075	,020	,029	-,004	,001	1,000	-,514	-,392	,000
	Ln(Fo)	-,021	-,024	-,014	,010	-,014	-,514	1,000	-,403	,000
	Ln(FVO)	,167	,041	,015	-,046	,128	-,392	-,403	1,000	,000
	Ln(Nº Pass)	,526	,000	,000	,076	,000	,000	,000	,000	1,000
Sig. (1-tailed)	Ln(Gc)	.	,000	,000	,000	,000	,011	,260	,000	,000
	Material	,000	.	,288	,466	,161	,268	,232	,105	,500
	Ln (M/I)	,000	,288	.	,373	,371	,188	,339	,323	,500
	Ln(T)	,000	,466	,373	.	,084	,448	,385	,083	,011
	4 Pass Estaticas	,000	,161	,371	,084	.	,487	,338	,000	,500
	Ln(Fv)	,011	,268	,188	,448	,487	.	,000	,000	,500
	Ln(Fo)	,260	,232	,339	,385	,338	,000	.	,000	,500
	Ln(FVO)	,000	,105	,323	,083	,000	,000	,000	.	,500
	Ln(Nº Pass)	,000	,500	,500	,011	,500	,500	,500	,500	.
N	Ln(Gc)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Material	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln (M/I)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln(T)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	4 Pass Estaticas	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln(Fv)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln(Fo)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln(FVO)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln(Nº Pass)	918	918	918	918	918	918	918	918	918

Coefficient Correlations^a

Model		Ln(Nº Pass)	Ln(FVO)	Ln (M/I)	Material	Ln(T)	4 Pass Estaticas	Ln(Fv)	Ln(Fo)
1	Correlations	Ln(Nº Pass)	1,000	-,005	,001	,001	-,076	-,002	-,004
		Ln(FVO)	-,005	1,000	-,045	-,059	,063	-,194	,770
		Ln (M/I)	,001	-,045	1,000	-,015	-,014	-,002	-,051
		Material	,001	-,059	-,015	1,000	-,008	-,020	-,051
		Ln(T)	-,076	,063	-,014	-,008	1,000	,033	,049
		4 Pass Estaticas	-,002	-,194	-,002	-,020	,033	1,000	-,145
		Ln(Fv)	-,004	,770	-,051	-,051	,049	-,145	1,000
		Ln(Fo)	-,003	,772	-,036	-,036	,044	-,141	,803
	Covariances	Ln(Nº Pass)	1,83E-006	-6,5E-009	4,07E-008	1,50E-009	-2,3E-007	-7,28E-009	-4,7E-009
		Ln(FVO)	-6,55E-009	1,01E-006	-1,3E-006	-1,1E-007	1,39E-007	-4,22E-007	7,21E-007
		Ln (M/I)	4,07E-008	-1,3E-006	,001	-7,5E-007	-8,6E-007	-1,07E-007	-1,3E-006
		Material	1,50E-009	-1,1E-007	-7,5E-007	3,26E-006	-3,2E-008	-7,94E-008	-8,6E-008
		Ln(T)	-2,25E-007	1,39E-007	-8,6E-007	-3,2E-008	4,78E-006	1,54E-007	9,91E-008
		4 Pass Estaticas	-7,28E-009	-4,2E-007	-1,1E-007	-7,9E-008	1,54E-007	4,69E-006	-2,9E-007
		Ln(Fv)	-4,67E-009	7,21E-007	-1,3E-006	-8,6E-008	9,91E-008	-2,92E-007	8,68E-007
		Ln(Fo)	-4,41E-009	7,58E-007	-9,9E-007	-6,3E-008	9,36E-008	-2,98E-007	7,32E-007

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Collinearity Diagnostics^a

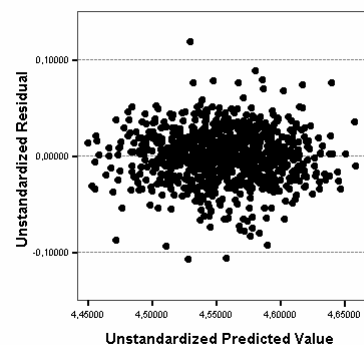
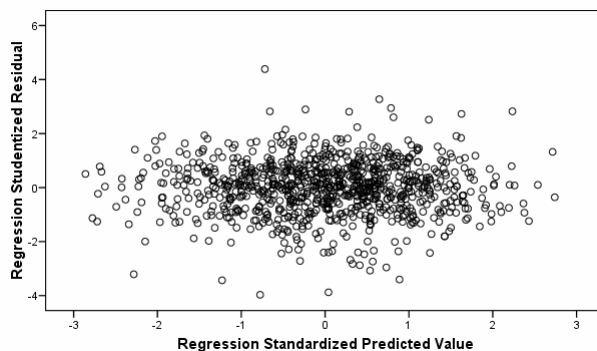
Model	Dimension	Eigenvalue	Condition Index	Variance Proportions								
				(Constant)	Material	Ln (M/I)	Ln(T)	4 Pass Estaticas	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(FVO)	Ln(Nº Pass)
1	1	5,511	1,000	,00	,01	,00	,00	,01	,00	,00	,00	,01
	2	1,024	2,320	,00	,00	,00	,00	,05	,02	,03	,17	,00
	3	1,000	2,347	,00	,00	,00	,00	,00	,11	,09	,00	,00
	4	,703	2,799	,00	,02	,00	,00	,90	,00	,00	,02	,00
	5	,480	3,390	,00	,94	,00	,00	,01	,00	,00	,01	,03
	6	,210	5,128	,00	,03	,00	,00	,01	,03	,03	,03	,92
	7	,065	9,224	,00	,00	,00	,02	,02	,81	,82	,74	,03
	8	,007	27,637	,00	,00	,00	,98	,00	,03	,03	,03	,00
	9	3,26E-005	411,411	1,00	,00	1,00	,00	,00	,00	,00	,00	,00

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Residuals Statistics^a

	Minimum	Maximum	Mean	Std. Deviation	N
Predicted Value	4,44949	4,65818	4,55607	,037272	918
Std. Predicted Value	-2,859	2,740	,000	1,000	918
Standard Error of Predicted Value	,002	,005	,003	,000	918
Adjusted Predicted Value	4,44932	4,65830	4,55607	,037273	918
Residual	-,107380	,118787	,000000	,027129	918
Std. Residual	-3,941	4,359	,000	,996	918
Stud. Residual	-3,971	4,388	,000	1,001	918
Deleted Residual	-,109053	,120373	,000001	,027405	918
Stud. Deleted Residual	-4,004	4,433	,000	1,002	918
Mahal. Distance	3,699	27,861	7,991	3,146	918
Cook's Distance	,000	,029	,001	,002	918
Centered Leverage Value	,004	,030	,009	,003	918

a. Dependent Variable: Ln(Gc)



Dados obtidos nas medições com o equipamento Troxler (sem os outliers)

Descriptive Statistics

	Mean	Std. Deviation	N
Ln(Gc)	4,55711	,043270	878
Material	,48	,500	878
Ln (M/I)	3,992126848418	,032273492979435	878
Ln(T)	3,895684484851	,406886843325082	878
4 Pass Estaticas	,23	,423	878
Ln(Fv)	1,244873398001	1,766425983250961	878
Ln(Fo)	1,22	1,687	878
Ln(FVO)	,88	1,566	878
Ln(Nº Pass)	1,15	,664	878

Model Summary^a

Model	R	R Square	Adjusted R Square	Std. Error of the Estimate	Change Statistics					Durbin-Watson
					R Square Change	F Change	df1	df2	Sig. F Change	
1	,851 ^a	,723	,721	,022858	,723	284,215	8	869	,000	1,811

a. Predictors: (Constant), Ln(Nº Pass), Material, Ln(Fv), 4 Pass Estaticas, Ln (M/I), Ln(T), Ln(FVO), Ln(Fo)

b. Dependent Variable: Ln(Gc)

Coefficients^a

Model		Unstandardized Coefficients		Standardized Coefficients	t	Sig.	95% Confidence Interval for B		Correlations			Collinearity Statistics	
		B	Std. Error	Beta			Lower Bound	Upper Bound	Zero-order	Partial	Part	Tolerance	VIF
1	(Constant)	3,282	,096		34,285	,000	3,094	3,470					
	Material	-,032	,002	-,370	-20,700	,000	-,035	-,029	-,346	-,575	-,369	,994	1,006
	Ln (M/I)	,271	,024	,202	11,289	,000	,224	,318	,212	,358	,201	,995	1,005
	Ln(T)	,039	,002	,363	20,275	,000	,035	,042	,384	,567	,362	,991	1,009
	4 Pass Estaticas	,028	,002	,275	15,120	,000	,025	,032	,288	,456	,270	,961	1,041
	Ln(Fv)	,002	,001	,100	3,024	,003	,001	,004	-,062	,102	,054	,289	3,466
	Ln(Fo)	,003	,001	,125	3,763	,000	,002	,005	-,034	,127	,067	,286	3,491
	Ln(FVO)	,007	,001	,252	7,986	,000	,005	,009	,177	,261	,142	,319	3,136
	Ln(Nº Pass)	,035	,001	,533	29,789	,000	,032	,037	,563	,711	,531	,995	1,005

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Correlations

		Ln(Gc)	Material	Ln (M/I)	Ln(T)	4 Pass Estaticas	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(FVO)	Ln(Nº Pass)
Pearson Correlation	Ln(Gc)	1,000	-,346	,212	,384	,288	-,062	-,034	,177	,563
	Material	-,346	1,000	,026	,009	,033	,020	-,019	,037	-,004
	Ln (M/I)	,212	,026	1,000	,018	,011	,023	-,015	,027	,005
	Ln(T)	,384	,009	,018	1,000	-,031	,008	,003	-,040	,071
	4 Pass Estaticas	,288	,033	,011	-,031	1,000	-,004	-,018	,130	,008
	Ln(Fv)	-,062	,020	,023	,008	-,004	1,000	-,511	-,398	,006
	Ln(Fo)	-,034	-,019	-,015	,003	-,018	-,511	1,000	-,409	-,011
	Ln(FVO)	,177	,037	,027	-,040	,130	-,398	-,409	1,000	,005
	Ln(Nº Pass)	,563	-,004	,005	,071	,008	,006	-,011	,005	1,000
Sig. (1-tailed)	Ln(Gc)	.	,000	,000	,000	,000	,034	,154	,000	,000
	Material	,000	.	,219	,393	,162	,275	,284	,135	,456
	Ln (M/I)	,000	,219	.	,299	,373	,245	,327	,215	,435
	Ln(T)	,000	,393	,299	.	,177	,402	,464	,120	,018
	4 Pass Estaticas	,000	,162	,373	,177	.	,455	,299	,000	,410
	Ln(Fv)	,034	,275	,245	,402	,455	.	,000	,000	,434
	Ln(Fo)	,154	,284	,327	,464	,299	,000	.	,000	,376
	Ln(FVO)	,000	,135	,215	,120	,000	,000	,000	.	,445
	Ln(Nº Pass)	,000	,456	,435	,018	,410	,434	,376	,445	.
N	Ln(Gc)	878	878	878	878	878	878	878	878	878
	Material	878	878	878	878	878	878	878	878	878
	Ln (M/I)	878	878	878	878	878	878	878	878	878
	Ln(T)	878	878	878	878	878	878	878	878	878
	4 Pass Estaticas	878	878	878	878	878	878	878	878	878
	Ln(Fv)	878	878	878	878	878	878	878	878	878
	Ln(Fo)	878	878	878	878	878	878	878	878	878
	Ln(FVO)	878	878	878	878	878	878	878	878	878
	Ln(Nº Pass)	878	878	878	878	878	878	878	878	878

Coefficient Correlations[§]

Model		Ln(Nº Pass)	Material	Ln(Fv)	4 Pass Estaticas	Ln (M/I)	Ln(T)	Ln(FVO)	Ln(Fo)
1	Correlations	Ln(Nº Pass)	1,000	,005	-,002	-,009	-,004	-,071	-,003
		Material	,005	1,000	-,054	-,021	-,022	-,013	-,060
		Ln(Fv)	-,002	-,054	1,000	-,140	-,055	,032	,780
		4 Pass Estaticas	-,009	-,021	-,140	1,000	,000	,022	-,191
		Ln (M/I)	-,004	-,022	-,055	,000	1,000	-,020	-,056
		Ln(T)	-,071	-,013	,032	,022	-,020	1,000	,049
		Ln(FVO)	-,003	-,060	,780	-,191	-,056	,049	1,000
		Ln(Fo)	,004	-,041	,810	-,136	-,042	,033	,782
	Covariances	Ln(Nº Pass)	1,36E-006	9,42E-009	-1,8E-009	-1,98E-008	-1,1E-007	-1,6E-007	-2,9E-009
		Material	9,42E-009	2,40E-006	-6,8E-008	-6,14E-008	-8,1E-007	-3,8E-008	-8,0E-008
		Ln(Fv)	-1,79E-009	-6,8E-008	6,62E-007	-2,12E-007	-1,1E-006	4,90E-008	5,54E-007
		4 Pass Estaticas	-1,98E-008	-6,1E-008	-2,1E-007	3,47E-006	1,36E-008	7,90E-008	-3,1E-007
		Ln (M/I)	-1,10E-007	-8,1E-007	-1,1E-006	1,36E-008	,001	-9,2E-007	-1,2E-006
		Ln(T)	-1,57E-007	-3,8E-008	4,90E-008	7,90E-008	-9,2E-007	3,63E-006	8,16E-008
		Ln(FVO)	-2,86E-009	-8,0E-008	5,54E-007	-3,11E-007	-1,2E-006	8,16E-008	7,62E-007
		Ln(Fo)	3,70E-009	-5,4E-008	5,63E-007	-2,16E-007	-8,5E-007	5,37E-008	5,84E-007

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Collinearity Diagnostics[§]

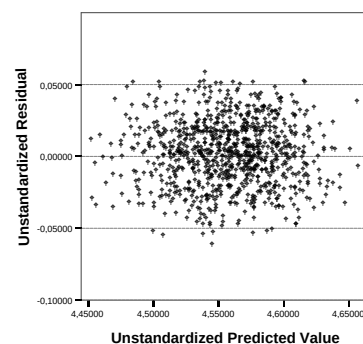
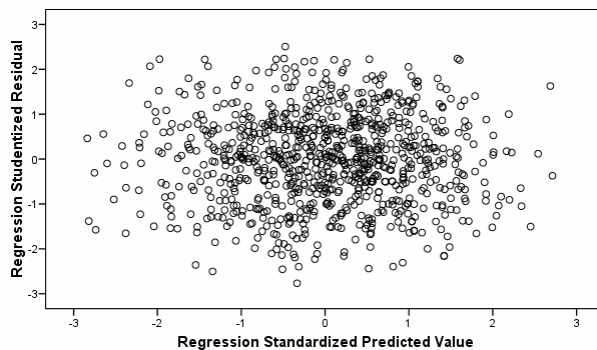
Model	Dimension	Eigenvalue	Condition Index	Variance Proportions								
				(Constant)	Material	Ln (M/I)	Ln(T)	4 Pass Estaticas	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(FVO)	Ln(Nº Pass)
1	1	5,523	1,000	,00	,01	,00	,00	,01	,00	,00	,00	,01
	2	1,025	2,321	,00	,00	,00	,00	,05	,02	,03	,15	,00
	3	1,000	2,350	,00	,00	,00	,00	,00	,10	,09	,00	,00
	4	,703	2,802	,00	,02	,00	,00	,90	,00	,00	,02	,00
	5	,472	3,421	,00	,94	,00	,00	,01	,00	,00	,01	,03
	6	,208	5,159	,00	,03	,00	,00	,01	,03	,03	,03	,92
	7	,062	9,476	,00	,00	,00	,02	,02	,82	,83	,75	,03
	8	,007	28,109	,00	,00	,00	,98	,00	,02	,02	,03	,00
	9	3,25E-005	412,022	1,00	,00	1,00	,00	,00	,00	,00	,00	,00

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Residuals Statistics[§]

	Minimum	Maximum	Mean	Std. Deviation	N
Predicted Value	4,45269	4,65694	4,55711	,036805	878
Std. Predicted Value	-2,837	2,712	,000	1,000	878
Standard Error of Predicted Value	,002	,004	,002	,000	878
Adjusted Predicted Value	4,45255	4,65705	4,55711	,036807	878
Residual	-,062929	,057083	,000000	,022753	878
Std. Residual	-2,753	2,497	,000	,995	878
Stud. Residual	-2,768	2,507	,000	1,001	878
Deleted Residual	-,063600	,057541	-,000001	,022992	878
Stud. Deleted Residual	-2,778	2,515	,000	1,002	878
Mahal. Distance	3,707	22,225	7,991	3,174	878
Cook's Distance	,000	,014	,001	,002	878
Centered Leverage Value	,004	,025	,009	,004	878

a. Dependent Variable: Ln(Gc)



Dados obtidos nas medições com o equipamento PQI (todos os dados)

Descriptive Statistics

	Mean	Std. Deviation	N
Ln(Gc)	4,5544628	,04813477	918
Material	,47	,499	918
Ln (M/I)	3,9924497	,03228064	918
Ln(T)	3,8897524	,41421120	918
4 Pass Estaticas	,24	,424	918
Ln(Fv)	1,2468325	1,76614859	918
Ln(Fo)	1,2267216	1,68736996	918
Ln(FVO)	,8598570	1,55213995	918
Ln(Nº Pass)	1,1444889	,66675313	918

Model Summary^b

Model	R	R Square	Adjusted R Square	Std. Error of the Estimate	Change Statistics					Durbin-Watson
					R Square Change	F Change	df1	df2	Sig. F Change	
1	,936 ^a	,876	,875	,01704569	,876	800,421	8	909	,000	1,947

a. Predictors: (Constant), Ln(Nº Pass), Ln(FVO), Ln (M/I), Material, Ln(T), 4 Pass Estaticas, Ln(Fv), Ln(Fo)

b. Dependent Variable: Ln(Gc)

Coefficients^a

Model		Unstandardized Coefficients		Standardized Coefficients	t	Sig.	95% Confidence Interval for B		Correlations			Collinearity Statistics	
		B	Std. Error	Beta			Lower Bound	Upper Bound	Zero-order	Partial	Part	Tolerance	VIF
1	(Constant)	4,204	,070		60,215	,000	4,066	4,341					
	Material	-,078	,001	-,807	-68,832	,000	-,080	-,076	-,795	-,916	-,805	,994	1,006
	Ln (M/I)	,059	,017	,039	3,371	,001	,025	,093	,033	,111	,039	,997	1,003
	Ln(T)	,026	,001	,227	19,263	,000	,024	,029	,240	,538	,225	,988	1,012
	4 Pass Estaticas	,015	,001	,137	11,435	,000	,013	,018	,121	,355	,134	,959	1,043
	Ln(Fv)	,004	,001	,136	6,351	,000	,003	,005	-,027	,206	,074	,299	3,345
	Ln(Fo)	,004	,001	,150	6,979	,000	,003	,005	,027	,226	,082	,297	3,366
	Ln(FVO)	,006	,001	,179	8,820	,000	,004	,007	,039	,281	,103	,333	2,999
	Ln(Nº Pass)	,028	,001	,384	32,781	,000	,026	,029	,402	,736	,383	,994	1,006

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Correlations

		Ln(Gc)	Material	Ln (M/I)	Ln(T)	4 Pass Estaticas	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(FVO)	Ln(Nº Pass)
Pearson Correlation	Ln(Gc)	1,000	-,795	,033	,240	,121	-,027	,027	,039	,402
	Material	-,795	1,000	,018	,003	,033	,020	-,024	,041	,000
	Ln (M/I)	,033	,018	1,000	,011	,011	,029	-,014	,015	,000
	Ln(T)	,240	,003	,011	1,000	-,046	-,004	,010	-,046	,076
	4 Pass Estaticas	,121	,033	,011	-,046	1,000	,001	-,014	,128	,000
	Ln(Fv)	-,027	,020	,029	-,004	,001	1,000	-,514	-,392	,000
	Ln(Fo)	,027	-,024	-,014	,010	-,014	-,514	1,000	-,403	,000
	Ln(FVO)	,039	,041	,015	-,046	,128	-,392	-,403	1,000	,000
	Ln(Nº Pass)	,402	,000	,000	,076	,000	,000	,000	,000	1,000
Sig. (1-tailed)	Ln(Gc)	.	,000	,158	,000	,000	,205	,205	,117	,000
	Material	,000	.	,288	,466	,161	,268	,232	,105	,500
	Ln (M/I)	,158	,288	.	,373	,371	,188	,339	,323	,500
	Ln(T)	,000	,466	,373	.	,084	,448	,385	,083	,011
	4 Pass Estaticas	,000	,161	,371	,084	.	,487	,338	,000	,500
	Ln(Fv)	,205	,268	,188	,448	,487	.	,000	,000	,500
	Ln(Fo)	,205	,232	,339	,385	,338	,000	.	,000	,500
	Ln(FVO)	,117	,105	,323	,083	,000	,000	,000	.	,500
	Ln(Nº Pass)	,000	,500	,500	,011	,500	,500	,500	,500	.
N	Ln(Gc)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Material	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln (M/I)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln(T)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	4 Pass Estaticas	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln(Fv)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln(Fo)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln(FVO)	918	918	918	918	918	918	918	918	918
	Ln(Nº Pass)	918	918	918	918	918	918	918	918	918

Coefficient Correlations[§]

Model		Ln(Nº Pass)	Ln(FVO)	Ln (M/I)	Material	Ln(T)	4 Pass Estáticas	Ln(Fv)	Ln(Fo)
1	Correlations	Ln(Nº Pass)	1,000	-,005	,001	,001	-,076	-,002	-,004
		Ln(FVO)	-,005	1,000	-,045	-,059	,063	-,194	,770
		Ln (M/I)	,001	-,045	1,000	-,015	-,014	-,002	-,051
		Material	,001	-,059	-,015	1,000	-,008	-,020	-,051
		Ln(T)	-,076	,063	-,014	-,008	1,000	,033	,049
		4 Pass Estáticas	-,002	-,194	-,002	-,020	,033	1,000	-,145
		Ln(Fv)	-,004	,770	-,051	-,051	,049	-,145	1,000
		Ln(Fo)	-,003	,772	-,036	-,036	,044	-,141	,803
	Covariances	Ln(Nº Pass)	7,17E-007	-2,6E-009	1,59E-008	5,88E-010	-8,8E-008	-2,85E-009	-1,8E-009
		Ln(FVO)	-2,56E-009	3,94E-007	-5,0E-007	-4,2E-008	5,44E-008	-1,65E-007	2,82E-007
		Ln (M/I)	1,59E-008	-5,0E-007	,000	-2,9E-007	-3,4E-007	-4,19E-008	-5,2E-007
		Material	5,88E-010	-4,2E-008	-2,9E-007	1,28E-006	-1,2E-008	-3,11E-008	-3,4E-008
		Ln(T)	-8,81E-008	5,44E-008	-3,4E-007	-1,2E-008	1,87E-006	6,04E-008	3,88E-008
		4 Pass Estáticas	-2,85E-009	-1,7E-007	-4,2E-008	-3,1E-008	6,04E-008	1,83E-006	-1,1E-007
		Ln(Fv)	-1,83E-009	2,82E-007	-5,2E-007	-3,4E-008	3,88E-008	-1,14E-007	3,40E-007
		Ln(Fo)	-1,73E-009	2,97E-007	-3,9E-007	-2,5E-008	3,66E-008	-1,17E-007	2,86E-007

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Collinearity Diagnostics[§]

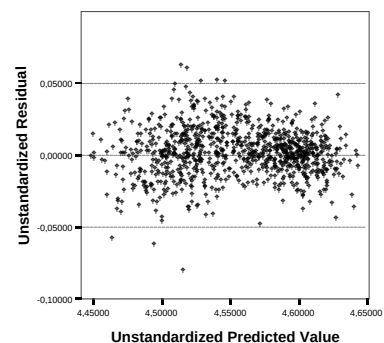
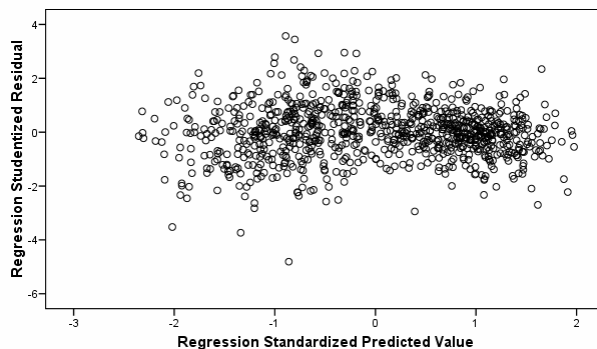
Model	Dimension	Eigenvalue	Condition Index	Variance Proportions								
				(Constant)	Material	Ln (M/I)	Ln(T)	4 Pass Estáticas	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(FVO)	Ln(Nº Pass)
1	1	5,511	1,000	,00	,01	,00	,00	,01	,00	,00	,00	,01
	2	1,024	2,320	,00	,00	,00	,00	,05	,02	,03	,17	,00
	3	1,000	2,347	,00	,00	,00	,00	,00	,11	,09	,00	,00
	4	,703	2,799	,00	,02	,00	,00	,90	,00	,00	,02	,00
	5	,480	3,390	,00	,94	,00	,00	,01	,00	,00	,01	,03
	6	,210	5,128	,00	,03	,00	,00	,01	,03	,03	,03	,92
	7	,065	9,224	,00	,00	,00	,02	,02	,81	,82	,74	,03
	8	,007	27,637	,00	,00	,00	,98	,00	,03	,03	,03	,00
	9	3,26E-005	411,411	1,00	,00	1,00	,00	,00	,00	,00	,00	,00

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Residuals Statistics^a

	Minimum	Maximum	Mean	Std. Deviation	N
Predicted Value	4,4485168	4,6434178	4,5544628	,04504370	918
Std. Predicted Value	-2,352	1,975	,000	1,000	918
Standard Error of Predicted Value	,001	,003	,002	,000	918
Adjusted Predicted Value	4,4485679	4,6435356	4,5544636	,04503630	918
Residual	-,081491	,06075507	,00000000	,01697117	918
Std. Residual	-4,781	3,564	,000	,996	918
Stud. Residual	-4,809	3,575	,000	1,001	918
Deleted Residual	-,082468	,06112839	-,0000001	,01714684	918
Stud. Deleted Residual	-4,869	3,599	,000	1,002	918
Mahal. Distance	3,699	27,861	7,991	3,146	918
Cook's Distance	,000	,031	,001	,002	918
Centered Leverage Value	,004	,030	,009	,003	918

a. Dependent Variable: Ln(Gc)



Dados obtidos nas medições com o equipamento PQI (sem os outliers)

Descriptive Statistics

	Mean	Std. Deviation	N
Ln(Gc)	4,5556168	,04703990	872
Material	,46	,498	872
Ln (M/I)	3,9923423	,03227929	872
Ln(T)	3,8981223	,40766113	872
4 Pass Estaticas	,23	,422	872
Ln(Fv)	1,2308020	1,76014356	872
Ln(Fo)	1,2310436	1,68939013	872
Ln(FVO)	,8587084	1,55099749	872
Ln(Nº Pass)	1,1431706	,66260426	872

Model Summary^b

Model	R	R Square	Adjusted R Square	Std. Error of the Estimate	Change Statistics					Durbin-Watson
					R Square Change	F Change	df1	df2	Sig. F Change	
1	,953 ^a	,909	,908	,01426700	,909	1075,700	8	863	,000	1,908

a. Predictors: (Constant), Ln(Nº Pass), 4 Pass Estaticas, Ln(Fv), Ln (M/I), Material, Ln(T), Ln(FVO), Ln(Fo)

b. Dependent Variable: Ln(Gc)

Coefficients^a

Model		Unstandardized Coefficients		Standardized Coefficients	t	Sig.	95% Confidence Interval for B		Correlations			Collinearity Statistics	
		B	Std. Error	Beta			Lower Bound	Upper Bound	Zero-order	Partial	Part	Tolerance	VIF
1	(Constant)	4,239	,060		70,645	,000	4,121	4,357					
	Material	-,078	,001	-,822	-79,767	,000	-,080	-,076	-,812	-,938	-,820	,994	1,006
	Ln (M/I)	,050	,015	,035	3,363	,001	,021	,080	,020	,114	,035	,997	1,003
	Ln(T)	,026	,001	,227	21,903	,000	,024	,028	,234	,598	,225	,987	1,013
	4 Pass Estaticas	,016	,001	,146	13,873	,000	,014	,019	,117	,427	,143	,956	1,046
	Ln(Fv)	,003	,000	,124	6,735	,000	,002	,004	-,036	,223	,069	,310	3,225
	Ln(Fo)	,004	,001	,146	7,878	,000	,003	,005	,032	,259	,081	,306	3,270
	Ln(FVO)	,005	,001	,177	10,061	,000	,004	,006	,045	,324	,103	,343	2,917
	Ln(Nº Pass)	,028	,001	,389	37,758	,000	,026	,029	,417	,789	,388	,994	1,006

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Correlations

		Ln(Gc)	Material	Ln (M/I)	Ln(T)	4 Pass Estaticas	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(FVO)	Ln(Nº Pass)
Pearson Correlation	Ln(Gc)	1,000	-,812	,020	,234	,117	-,036	,032	,045	,417
	Material	-,812	1,000	,021	,007	,048	,016	-,024	,044	-,013
	Ln (M/I)	,020	,021	1,000	-,002	,013	,005	,004	,020	-,008
	Ln(T)	,234	,007	-,002	1,000	-,056	-,010	,020	-,049	,074
	4 Pass Estaticas	,117	,048	,013	-,056	1,000	-,007	-,005	,131	,003
	Ln(Fv)	-,036	,016	,005	-,010	-,007	1,000	-,510	-,388	-,004
	Ln(Fo)	,032	-,024	,004	,020	-,005	-,510	1,000	-,404	-,007
	Ln(FVO)	,045	,044	,020	-,049	,131	-,388	-,404	1,000	,007
	Ln(Nº Pass)	,417	-,013	-,008	,074	,003	-,004	-,007	,007	1,000
Sig. (1-tailed)	Ln(Gc)	.	,000	,273	,000	,000	,143	,169	,093	,000
	Material	,000	.	,268	,419	,078	,322	,240	,099	,348
	Ln (M/I)	,273	,268	.	,475	,355	,436	,455	,280	,411
	Ln(T)	,000	,419	,475	.	,048	,385	,281	,073	,015
	4 Pass Estaticas	,000	,078	,355	,048	.	,424	,443	,000	,466
	Ln(Fv)	,143	,322	,436	,385	,424	.	,000	,000	,456
	Ln(Fo)	,169	,240	,455	,281	,443	,000	.	,000	,415
	Ln(FVO)	,093	,099	,280	,073	,000	,000	,000	.	,416
	Ln(Nº Pass)	,000	,348	,411	,015	,466	,456	,415	,416	.
N	Ln(Gc)	872	872	872	872	872	872	872	872	872
	Material	872	872	872	872	872	872	872	872	872
	Ln (M/I)	872	872	872	872	872	872	872	872	872
	Ln(T)	872	872	872	872	872	872	872	872	872
	4 Pass Estaticas	872	872	872	872	872	872	872	872	872
	Ln(Fv)	872	872	872	872	872	872	872	872	872
	Ln(Fo)	872	872	872	872	872	872	872	872	872
	Ln(FVO)	872	872	872	872	872	872	872	872	872
	Ln(Nº Pass)	872	872	872	872	872	872	872	872	872

Collinearity Diagnostics^a

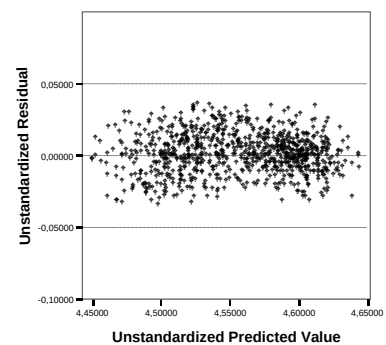
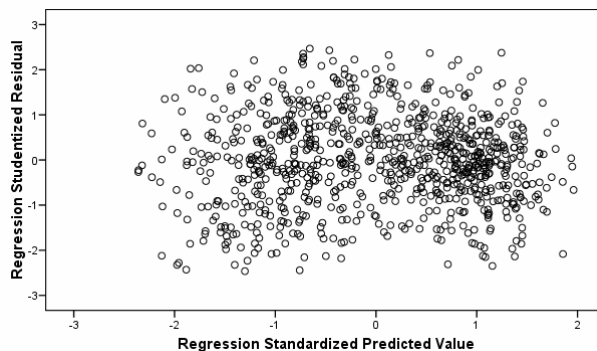
Model	Dimension	Eigenvalue	Condition Index	Variance Proportions								
				(Constant)	Material	Ln (M/I)	Ln(T)	4 Pass Estáticas	Ln(Fv)	Ln(Fo)	Ln(FVO)	Ln(Nº Pass)
1	1	5,493	1,000	,00	,01	,00	,00	,01	,00	,00	,00	,01
	2	1,025	2,315	,00	,00	,00	,00	,05	,03	,03	,17	,00
	3	1,001	2,343	,00	,00	,00	,00	,00	,11	,10	,00	,00
	4	,703	2,795	,00	,01	,00	,00	,90	,00	,00	,02	,01
	5	,496	3,327	,00	,95	,00	,00	,00	,00	,00	,01	,03
	6	,208	5,133	,00	,03	,00	,00	,01	,03	,03	,04	,92
	7	,067	9,073	,00	,00	,00	,02	,02	,80	,82	,73	,04
	8	,007	28,046	,00	,00	,00	,98	,00	,03	,02	,03	,00
	9	3,25E-005	410,809	1,00	,00	1,00	,00	,00	,00	,00	,00	,00

a. Dependent Variable: Ln(Gc)

Residuals Statistics^a

	Minimum	Maximum	Mean	Std. Deviation	N
Predicted Value	4,4497910	4,6435571	4,5556168	,04484501	872
Std. Predicted Value	-2,360	1,961	,000	1,000	872
Standard Error of Predicted Value	,001	,003	,001	,000	872
Adjusted Predicted Value	4,4498711	4,6436839	4,5556175	,04483889	872
Residual	-,034973	,03484960	,00000000	,01420133	872
Std. Residual	-2,451	2,443	,000	,995	872
Stud. Residual	-2,463	2,468	,000	1,001	872
Deleted Residual	-,035295	,03558354	-,0000001	,01435757	872
Stud. Deleted Residual	-2,470	2,476	,000	1,002	872
Mahal. Distance	3,650	28,749	7,991	3,118	872
Cook's Distance	,000	,014	,001	,002	872
Centered Leverage Value	,004	,033	,009	,004	872

a. Dependent Variable: Ln(Gc)



ANEXO F – Resultados dos ensaios de compactação estática laboratorial

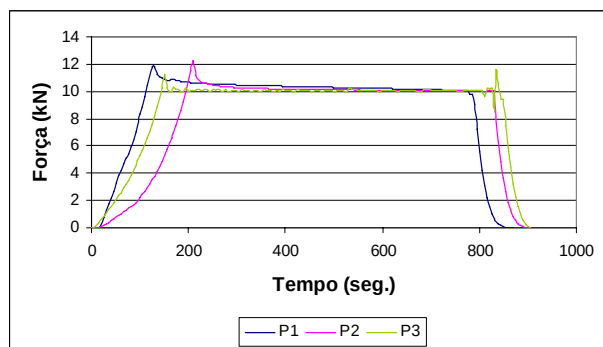
Betão betuminoso 0/16 mm (BB 0/16)

Figura F.1 – Força Vs Tempo, carga máxima 10 kN

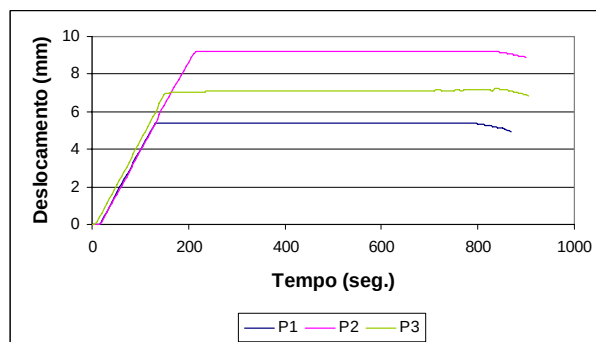


Figura F.2 – Deslocamento Vs Tempo, carga máxima 10kN

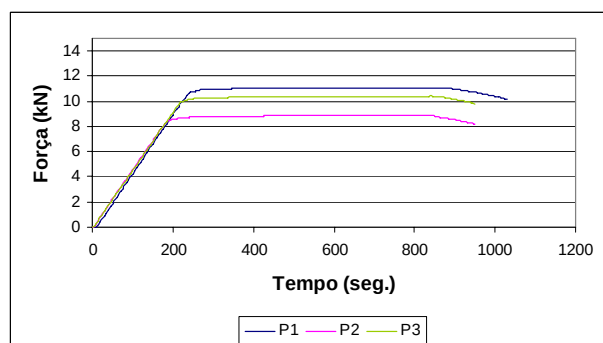


Figura F.3 – Força Vs Tempo, carga máxima 25 kN

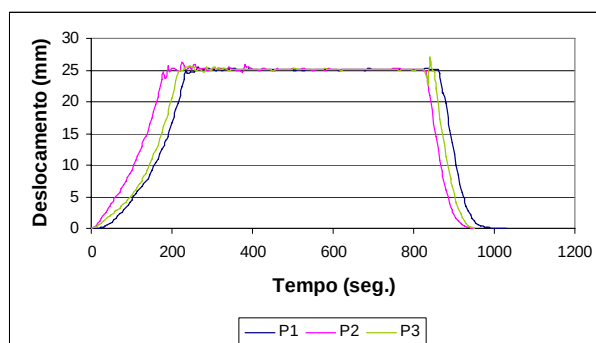


Figura F.4 – Deslocamento Vs Tempo, carga máxima 25kN

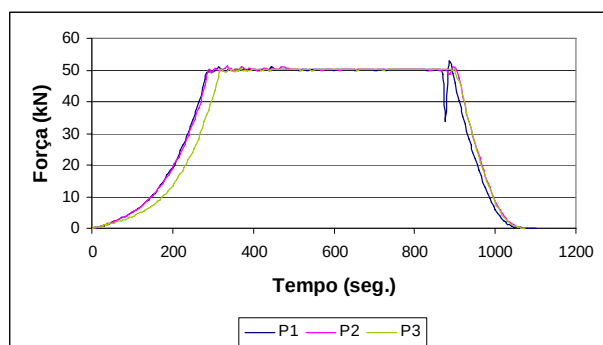


Figura F.5 – Força Vs Tempo, carga máxima 50 kN

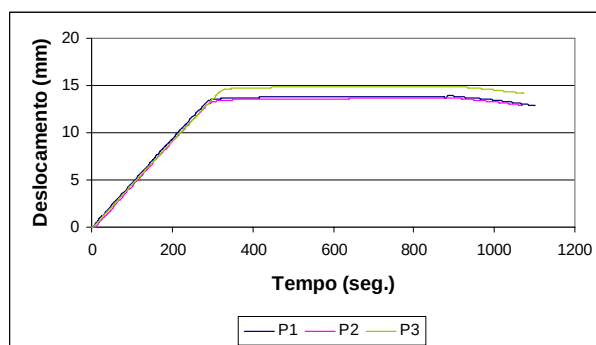


Figura F.6 – Deslocamento Vs Tempo, carga máxima 50kN

	10 kN			25 kN			50 kN		
	P1	P2	P3	P1	P2	P3	P1	P2	P3
Altura média (mm)	71,07	66,80	69,43	66,30	67,97	67,40	63,80	64,10	61,67
Baridade (g/cm ³)	2,13	2,11	2,13	2,16	2,17	2,14	2,20	2,21	2,20
Porosidade (%)	14,7	15,5	14,6	13,2	13,0	13,9	11,7	11,3	11,5
i média		14,9			13,4			11,5	

Quadro F.1 – Características dos provetes ensaiados

Argamassa betuminosa 0/5 mm (AB 0/5)

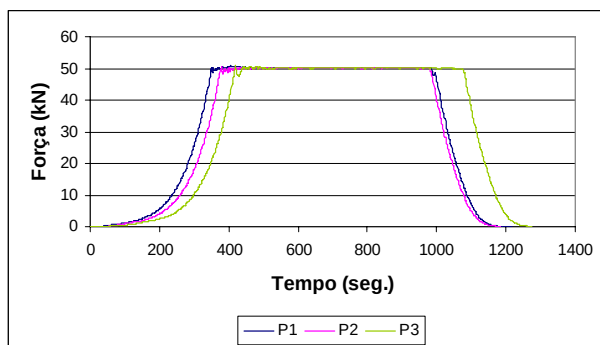


Figura F.7 – Força Vs Tempo, carga máxima 50 kN

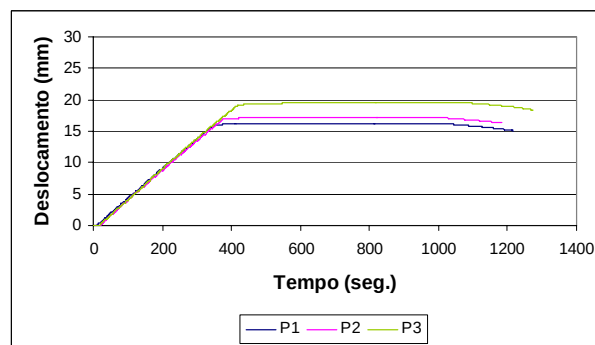


Figura F.8 – Deslocamento Vs Tempo, carga máxima 50kN

	50 kN		
	P1	P2	P3
Altura média (mm)	71,1	66,8	69,4
Baridade (g/cm ³)	2,12	2,13	2,12
Porosidade (%) i	10,6	10,1	10,6
média		10,4	

Quadro F.2 – Características dos provetes ensaiados

Betão drenante 0/8 mm (BD 0/8)

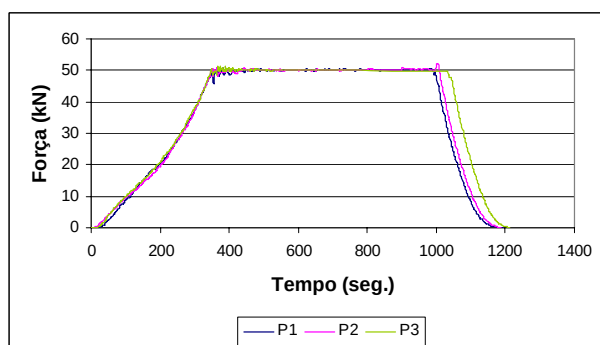


Figura F.9 – Força Vs Tempo, carga máxima 50 kN

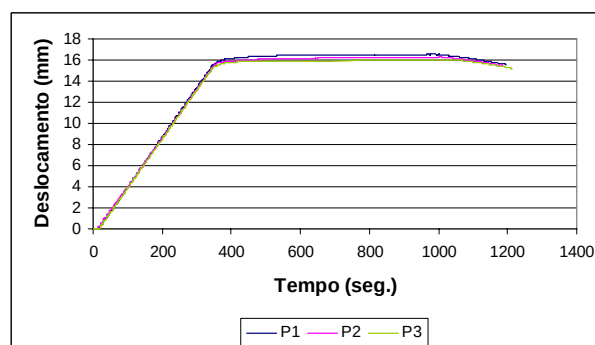


Figura F.10 – Deslocamento Vs Tempo, carga máxima 50kN

	50 kN		
	P1	P2	P3
Altura média (mm)	64,35	64,00	63,18
Baridade (g/cm ³)	1,83	1,83	1,82
Porosidade (%) i	26,5	26,6	26,9
média		26,6	

Quadro F.3 – Características dos provetes ensaiados

ANEXO G – Ficheiros de comandos utilizados no PFC2D

Geração da assembleia com o método MC2-F-GRAV

```

;-----
new
set random
set disk 0.01
set dt dscale

;PROPRIEDADES
macro k1 '1e7'
macro k2 '1e7'
damp default local 0.7
damp default viscous normal 0.2
damp default viscous shear 0.2

;PAREDES
wall id 1 nodes 0 0.0 0.102 0 kn k2 ks k2
wall id 2 nodes 0 0.071 0 0 kn k2 ks k2
wall id 3 nodes 0.102 0 0.102 0.071 kn k2 ks k2
wall id 4 nodes -0.002 0.076 0 0.071 kn k2 ks k2
wall id 5 nodes 0.102 0.071 0.104 0.076 kn k2 ks k2
wall id 6 nodes -0.002 0.200 -0.002 0.076 kn k2 ks k2
wall id 7 nodes 0.104 0.076 0.104 0.200 kn k2 ks k2
wall prop fric 0.25

;PARTICULAS CAMADA 1
set max_balls 5000
gen id 1 6 rad 0.0056 0.0056 x 0 0.1015 y 0 0.06
gen id 13 20 rad 0.004 0.004 x 0 0.1015 y 0 0.06
gen tries 500000 id 29 44 rad 0.0028 0.0028 x 0 0.1015 y 0 0.06
gen tries 500000 id 61 91 rad 0.002 0.002 x 0 0.1015 y 0 0.06
gen tries 5000000 id 123 246 rad 0.001 0.001 x 0 0.1015 y 0 0.06
gen tries 5000000 id 371 2370 rad 0.0005 0.0005 x 0 0.1015 y 0 0.06

macro agregado 'id 1 370'
macro mastique 'id 371 4370'
prop density 2680 kn k1 ks k1 fric 2 range agregado
prop density 2170 kn k1 ks k1 fric 2 range mastique
set grav 0 0

;CÍRCULOS DE MEDIÇÃO
measure id 1 x 0.03000 y 0.03 rad 0.03
measure id 2 x 0.05075 y 0.03 rad 0.03
measure id 3 x 0.07200 y 0.03 rad 0.03

def por
mp = circ_head
aa = 0
loop while mp # null
a1 = m_poros(mp)
aa = aa + a1
mp = m_next(mp)
end_loop
por = aa/3
end

hist id 1 por

;REPRESENTAÇÃO GRÁFICA DA ASSEMBLEIA
pl create compactação
plot add wall black
pl add ball range agregado lblue

```

pl add ball range mastique orange
pl add cforce black
pl add meas red
pl set background white
pl show

;REPRESENTAÇÃO GRÁFICA DA VARIAÇÃO DA POROSIDADE

pl create porosidade
pl set background white
pl hist 1

wall id 8 nodes 0.110 0.065 -0.02 0.065 kn k2 ks k2 fric 0 yvel -1.9E-6
cyc 10000

;CAMADA 1 EFECTUADA

;PARTICULAS CAMADA 2

del wall 8
gen no_shadow id 7 12 rad 0.0056 0.0056 x -0.0015 0.103 y 0.045 0.105
gen no_shadow id 21 28 rad 0.004 0.004 x -0.0015 0.103 y 0.045 0.105
gen no_shadow tries 500000 id 45 60 rad 0.0028 0.0028 x -0.0015 0.103 y 0.045 0.105
gen no_shadow tries 500000 id 92 122 rad 0.002 0.002 x -0.0015 0.103 y 0.045 0.105
gen no_shadow tries 5000000 id 247 370 rad 0.001 0.001 x -0.0015 0.103 y 0.045 0.105
gen no_shadow tries 5000000 id 2371 4370 rad 0.0005 0.0005 x -0.0015 0.103 y 0.045 0.105
prop density 2680 kn k1 ks k1 fric 2 range agregado
prop density 2170 kn k1 ks k1 fric 2 range mastique
set grav 0 0

wall id 8 nodes 0.110 0.110 -0.02 0.110 kn k2 ks k2 fric 0 yvel -1.8E-6
cyc 10000

;CAMADA 2 EFECTUADA

del wall 8
del ball range y 0.076 0.150
wall id 8 nodes 0.110 0.076 -0.02 0.076 kn k2 ks k2 fric 0
set grav 0 -9.81
cyc 250000

;FASE GRAVIDADE COMPLETA

;-----

Simulação da compactação estática laboratorial com modelo de contacto de Burgers

```
;-----
new
set random

;ACesso AO FICHEIRO COM A ASSEMBLEIA GERADA
rest assembleia.sav

set time 1e-7
set dt dscale
set dt 2e-7

wall prop yvel 0 range id 8
pl cur 2
pl hist 1 ymax 0.2 ymin 0

;REPRESENTAÇÃO GRÁFICA DA VARIAÇÃO DA FORÇA NA PLACA DE CARREGAMENTO
hist id 2 wall yforce id 8
pl create forca_placa
pl hist 2
pl set background white
pl close

;MODELO DE BURGERS
config cppudm
model load burwrv.dll

;PROPRIEDADES
def set_param
  Km1n = 0.35e6
  Cm1n = 0.8e4
  Kk1n = 1e6
  Ck1n = 1e8
  Km1s = 0.35e6
  Cm1s = 0.8e4
  Kk1s = 1e6
  Ck1s = 1e8
  Km2s = 0.125e7
  Cm2s = 0.8e4
  Kk2s = 1e6
  Ck2s = 1e8
  Km2n = 0.125e7
  Cm2n = 0.8e4
  Kk2n = 1e6
  Ck2n = 1e8
  f_set_1 = 0.150
  f_set_2 = 0.300
  K_ag = 1e8
  F_ag = 2
end
set_param

def Burg_1
  c_model(cp) = 'burger'
  c_prop(cp,'bur_knk') = Kk1n
  c_prop(cp,'bur_cnk') = Ck1n
  c_prop(cp,'bur_knm') = Km1n
  c_prop(cp,'bur_cnm') = Cm1n
  c_prop(cp,'bur_ksk') = Kk1s
  c_prop(cp,'bur_csk') = Ck1s
  c_prop(cp,'bur_ksm') = Km1s
```

```

c_prop(cp,'bur_csm') = Cm1s
c_prop(cp,'bur_fric') = f_set_1
c_prop(cp,'bur_notension') = 0
c_prop(cp,'bur_n_bond') = 100
c_prop(cp,'bur_s_bond') = 100
end

def Burg_2
  c_model(cp) = 'burger'
  c_prop(cp,'bur_knk') = Kk2n
  c_prop(cp,'bur_cnk') = Ck2n
  c_prop(cp,'bur_knm') = Km2n
  c_prop(cp,'bur_cnm') = Cm2n
  c_prop(cp,'bur_ksk') = Kk2s
  c_prop(cp,'bur_csk') = Ck2s
  c_prop(cp,'bur_ksm') = Km2s
  c_prop(cp,'bur_csm') = Cm2s
  c_prop(cp,'bur_fric') = f_set_2
  c_prop(cp,'bur_notension') = 0
  c_prop(cp,'bur_n_bond') = 100
  c_prop(cp,'bur_s_bond') = 100
end

;FUNÇÃO ACTIVADA QUANDO HÁ NOVOS CONTACTOS
Def CONTACTO
  n = n + 1
  cp = fc_arg(0)
  id1 = b_id(c_ball1(cp))
  b2 = pointer_type(c_ball2(cp))
  if b2 = 100
    id2 = B_id(c_ball2(cp))
    if id1 < 8000
      if id2 < 8000
        if id1 <= 370
          if id2 <= 370
            endif
          endif
          if id2 > 370
            Burg_2
          endif
        else
          if id2 <= 370
            Burg_2
          endif
          if id2 > 370
            Burg_1
          endif
        endif
      endif
    endif
  else
    if id1 > 370
      if w_id(c_ball2(cp))# 8
        Burg_2
      endif
    endif
  endif
End

wall prop fric 0.10 kn 1e10 ks 1e10
prop fric f_ag density 2680 kn K_ag ks K_ag range agregado
prop fric f_set_2 density 2170 kn 5e6 ks 5e6 range mastique
prop fric f_set_2 density 2170 kn 5e6 ks 5e6 range mastixe
set grav 0 -9.81

```

damp default local 0.7
damp default viscous normal 0.2
damp default viscous shear 0.2

;ACTIVAR MODELOS DE CONTACTO

```
def CONT_MODEL_INICIAL
  n = 1
  cp = contact_head
  loop while cp # null
    id1 = B_id(c_ball1(cp))
    b2 = pointer_type(c_ball2(cp))
    if b2 = 100
      if id1 < 8000
        if id2 < 8000
          id2 = B_id(c_ball2(cp))
          if id1 <= 370
            if id2 <= 370
              endif
            if id2 > 370
              Burg_2
            endif
          else
            if id2 <= 370
              Burg_2
            endif
            if id2 > 370
              Burg_1
            endif
          endif
        endif
      endif
    else
      if id1 > 370
        if w_id(c_ball2(cp))# 8
          Burg_2
        endif
      endif
    endif
    cp = c_next(cp)
    n = n + 1
  endloop
end
```

;-----FASE 1 - CARREGAMENTO-----

CONT_MODEL_INICIAL
set fishcall FC_CONT_CREATE CONTACTO

;REPRESENTAÇÃO GRÁFICA DA VARIAÇÃO DA FORÇA Vs DESLOCAMENTO

```
def Wall_8_pos
  wp = find_wall(8)
  wall_8_pos = w_y(wp)
end
hist id 3 Wall_8_pos
pl create f_y
pl hist 3 vs 2 ymax 0.001 ymin -0.015 xmax 7000
pl set background white
pl close
```

wall prop yvel -0.6 fric 0 range id 8
cyc 114000

;------FASE 3 - DESCARREGAMENTO-----;

wall prop yvel 0.06 fric 0 range id 8

;ALGORITMO DE IDENTIFICAÇÃO DA FORÇA NULA NA PLACA

def placa_forca_zero

wp=find_wall(8)

if w_yfob(wp) = 0

command

pause

endcommand

endif

end

set fishcall 3 placa_forca_zero

cyc 500000

;------ENSAIO TERMINADO-----;

Algoritmo de aumento da rigidez do modelo de contacto

```

def inicio
    A=1
end
inicio

def set_param
    fk=-2.8714*(A^4)+12.662*(A^3)-16.244*(A^2)+6.4346*(A)+1 ;função f9
    Km1n = (0.15e6)*fk
    Cm1n = 0.1e4
    Kk1n = 1e6
    Ck1n = 1e8
    Km1s = (0.15e6)*fk
    Cm1s = 0.1e4
    Kk1s = 1e6
    Ck1s = 1e8
    Km2n = (0.070e7)*fk
    Cm2n = 0.8e4
    Kk2n = 1e6
    Ck2n = 1e8
    Km2s = (0.070e7)*fk
    Cm2s = 0.8e4
    Kk2s = 1e6
    Ck2s = 1e8
    f_set_1 = 0.15
    f_set_2 = 0.30
    K_ag = 1e8
    F_ag = 2
end
set_param

def CONTACTO_RIGIDEZ
    nf=0
    Af=0
    cp = contact_head
    loop while cp # null
        id1 = B_id(c_ball1(cp))
        b2 = pointer_type(c_ball2(cp))
        if b2 = 100
            id2 = B_id(c_ball2(cp))
            if id1 > 370
                if id2 > 370
                    overlap
                    if A>1
                        Af=Af+A
                        nf=nf+1
                        set_param
                        Burg_1
                        inicio
                        set_param
                    endif
                else
                    overlap
                    if A>1
                        Af=Af+A
                        nf=nf+1
                        set_param
                        Burg_2
                        inicio
                        set_param
                    endif
                end
            end
        end
    end
end

```



```
        endif
    else
        if id2 > 370
            overlap
            if A>1
                Af=Af+A
                nf=nf+1
                set_param
                Burg_2
                inicio
                set_param
            endif
        endif
    endif
    endif
    cp = c_next(cp)
endloop
if nf=0
    Af=1
else
    Af=Af/nf
endif
end

Def overlap
    if c_nforce(cp)>0
        x1=b_x(c_ball1(cp))
        x2=b_x(c_ball2(cp))
        y1=b_y(c_ball1(cp))
        y2=b_y(c_ball2(cp))
        R1=b_rad(c_ball1(cp))
        R2=b_rad(c_ball2(cp))
        d1=sqrt((x1-x2)^2+(y1-y2)^2)
        A=(R1+R2)/d1
    else
    endif
End

;FASE 1 - CARREGAMENTO
def ciclar
    n_ciclo=0
    loop while n_ciclo<456
        command
            cyc 250
            pr n_ciclo
        endcommand
        CONTACTO_RIGIDEZ
        table(1,n_ciclo)=Af
        n_ciclo=n_ciclo+1
    endloop
end
```

Algoritmo de agregação das partículas em CLUMPS – critério A

```

def CLUMPS2
  clump_id=clump_id+1
  if b_clump(bp)=null
    id1 = b_id(bp)
    command
      clump id clump_id range id id1
    endcommand
    cl1=b_clump(bp)
    i1=1
    loop while i1<=n_ov2
      y=table(2,i1)
      bp1=find_ball(y)
      if b_clump(bp1)=null
        a_cl=cl_add(cl1,bp1)
      endif
      i1=i1+1
    endloop
  endif
  command
    clump id clump_id perm
  endcommand
end

```

Def PARTICULAS_DEFORMADAS

```

  n_control=2
  loop while n_control>1
    n_control=1
    bp = ball_head
    loop while bp # null
      n_ov2=0
      i=del_table(2)
      id1 = b_id(bp)
      if id1 > 370
        cp = b_clist(bp)
        loop while cp#null
          b2 = pointer_type(c_ball2(cp))
          if b2 = 100
            id1 = b_id(c_ball1(cp))
            id2 = b_id(c_ball2(cp))
            if id1 > 370
              if id2 > 370
                if b_clump(c_ball1(cp))=null
                  if b_clump(c_ball2(cp))=null
                    if c_nforce(cp)>0
                      x1=b_x(c_ball1(cp))
                      x2=b_x(c_ball2(cp))
                      y1=b_y(c_ball1(cp))
                      y2=b_y(c_ball2(cp))
                      R1=b_rad(c_ball1(cp))
                      R2=b_rad(c_ball2(cp))
                      d1=(R1+R2-sqrt((x1-x2)^2+(y1-y2)^2))
                      if d1>0.00010
                        n_ov2=n_ov2+1
                        if id1=b_id(bp)
                          table(2,n_ov2)=id2
                        else
                          table(2,n_ov2)=id1
                        endif
                      endif
                    endif
                  endif
                endif
              endif
            endif
          endif
        endloop
      endif
    endloop
  endloop

```

```
                endif
            endif
        endif
    endif
endif

    if c_ball1(cp) = bp
        cp = c_b1clist(cp)
    else
        cp = c_b2clist(cp)
    endif

endloop
if n_ov2 >= 3
    ntr = ntr + 1
    CLUMPS2
    n_control=n_control+1
    bp=null
endif
endif
if n_ov2 < 3
    bp=b_next(bp)
endif
endloop
endloop
End

;FASE 1 - CARREGAMENTO
def ciclar
    n_ciclo=0
    loop while n_ciclo<84
        command
            cyc 1000
            pr n_ciclo
            PARTICULAS_DEFORMADAS
        endcommand
        n_ciclo=n_ciclo+1
    endloop
end
end
```

Simulação de uma passagem do rolo em modo “estático”

```
;-----  
; 1ª PASSAGEM ROLO 2  
;-----  
  
;CRIAR O DRUM DE CARREGAMENTO  
del wall 6  
wall id 6 type circle center 0.175 0.7 x 0.175 y 0.7 rad 0.57 kn 1e10 ks 1e10 fric 0 yvel 0  
wall id 7 nodes 0.56 0.067 0.0 0.067 kn k2 ks k2 fric 0 yvel -1  
cyc 13000  
wall id 7 yvel 0  
cyc 50000  
wall id 7 yvel 0.05  
cyc 10000  
del wall 7  
cyc 10000  
  
del wall 6  
wall id 6 type circle center 0.125 0.6319 x 0.125 y 0.6319 rad 0.57 kn 1e10 ks 1e10 fric 0 yvel -1  
wall id 6 spin -26.32 yvel 0 xvel 15  
  
table 1 erase  
linha  
set logfile 'C:\\S_base.log'  
set log on  
;*****SUPERFÍCIE ANTES DA PASSAGEM Nº 1 ROLO 2 *****  
pr table 1  
set log off  
  
cycle 136000  
  
table 1 erase  
linha  
set logfile 'C:\\S_base.log'  
set log on  
;*****SUPERFÍCIE APÓS PASSAGEM Nº 1 ROLO 2 *****  
pr table 1  
set log off
```

Simulação de uma passagem do rolo em modo vibratório

```

;-----
; 1ª PASSAGEM ROLO 2
;-----
;DADOS DA VIBRAÇÃO
def vibração
    VA1=28.42
    VA2=2.213
    VA3=0.8297
    Vfreq=53.04
    Vw1=2*pi*Vfreq
    Vw2=2*pi*(2*Vfreq)
    Vw3=2*pi*(3*Vfreq)
    Vfi1=152.89
    Vfi2=170.78
end
vibração

def vel_placa
    wp=find_wall(6)
    Vt=Vt+2e-7
    w_yvel(wp)=15*2*((VA1/Vw1)*sin(15*Vw1*Vt+pi/2)+(A2/Vw2)*sin(15*Vw2*Vt+pi/2+Vfi1*pi/180)+(VA3/Vw3)*
sin(15*Vw3*Vt+pi/2+Vfi2*pi/180))
end

;CRIAR O ROLO DE CARREGAMENTO
wall id 6 yvel 0 xvel 0
set fishcall 3 remove vel_placa
wall id 7 nodes 0.56 0.062 0.0 0.062 kn k2 ks k2 fric 0 yvel -1
cyc 12500
wall id 7 yvel 0
cyc 50000
wall id 7 yvel 0.05
cyc 10000
del wall 7
cyc 10000

del wall 6
wall id 6 type circle center 0.125 0.6277233 x 0.125 y 0.6277233 rad 0.57 kn 1e10 ks 1e10 fric 0
set fishcall 3 vel_placa

table 1 erase
linha
set logfile 'C:\\S_base.log'
set log on
,*****SUPERFÍCIE ANTES DA PASSAGEM Nº 1 ROLO 2 *****
pr table 1
set log off

wall id 6 spin -26.32 yvel 0 xvel 15
set Vt=0

cyc 136000

table 1 erase
linha
set logfile 'C:\\S_base.log'
set log on
,*****SUPERFÍCIE APÓS PASSAGEM Nº 1 ROLO 2 *****
pr table 1
set log off

```

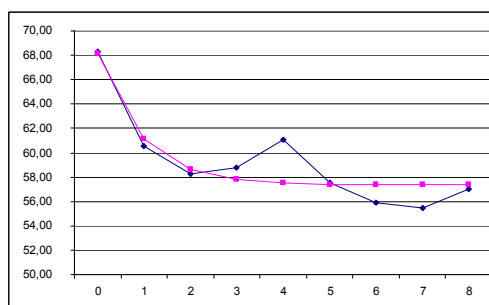
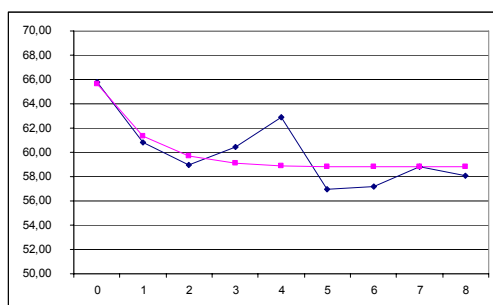

De acordo com o apresentado no Capítulo 5, o procedimento para obtenção da regressão representativa da variação da espessura da camada com o número de passagens do compactador inclui 7 passos, cujos resultados se apresentam de seguida.

Passo 1: Determinação da regressão para cada um dos pontos individualmente, com H_{∞} , α e γ estimados pela regressão.

Nº Passagens	E1	E2	E3	E4	E5	V1	V2	V3	V4	V5
0	65,9	66,1	65,8	68,3	68,0	61,3	62,3	60,5	62,0	68,2
1	62,2	62,3	60,8	60,5	62,0	58,5	59,3	60,0	59,6	63,9
2	60,9	61,3	58,9	58,3	58,9	56,5	56,6	57,4	57,1	60,2
3	60,1	60,5	60,4	58,8	58,9	56,0	56,9	57,1	56,4	59,7
4	59,7	60,0	62,9	61,1	59,8	54,3	55,3	55,1	55,4	57,9
5	58,2	58,6	57,0	57,5	55,9	53,7	54,8	54,8	54,4	57,9
6	57,8	58,3	57,2	55,9	55,8	52,1	52,5	53,1	52,7	56,3
7	57,3	60,3	58,9	55,4	56,2	52,1	52,7	53,2	53,1	56,3
8	58,4	57,9	58,1	57,0	55,9	50,7	51,0	51,4	51,3	54,1

Hf (alt final)	57,6	58,7	58,8	57,4	56,1	48,0	47,7	41,1	48,8	54,4
σ Hf	0,5	0,6	0,9	0,8	0,9	1,7	3,7	11,1	2,0	1,1
b (gama)	-0,140	-0,123	-0,116	-0,188	-0,206	-0,269	-0,294	-0,476	-0,266	-0,248
σ b	0,012	0,016	0,038	0,035	0,026	0,042	0,093	0,391	0,048	0,024
a (alfa)	0,192	0,232	0,427	0,456	0,242	0,078	0,070	0,033	0,079	0,146
σ a	0,040	0,076	0,333	0,208	0,072	0,020	0,033	0,025	0,023	0,032
R ²	0,968	0,912	0,625	0,834	0,924	0,986	0,962	0,975	0,981	0,972

Passo 2: Verificação, para cada uma das regressões, da existência de eventuais valores passíveis de ser classificados como aberrantes.



A 4ª medição nos pontos 3 e 4 do modo “estático” foram excluídos.

Passo 3: Determinação da regressão dos pontos em que foram excluídos valores aberrantes.

Nº Passagens	E1	E2	E3	E4	E5	V1	V2	V3	V4	V5
0	65,9	66,1	65,8	68,3	68,0	61,3	62,3	60,5	62,0	68,2
1	62,2	62,3	60,8	60,5	62,0	58,5	59,3	60,0	59,6	63,9
2	60,9	61,3	58,9	58,3	58,9	56,5	56,6	57,4	57,1	60,2
3	60,1	60,5	60,4	58,8	58,9	56,0	56,9	57,1	56,4	59,7
4	59,7	60,0	62,9	61,1	59,8	54,3	55,3	55,1	55,4	57,9
5	58,2	58,6	57,0	57,5	55,9	53,7	54,8	54,8	54,4	57,9
6	57,8	58,3	57,2	55,9	55,8	52,1	52,5	53,1	52,7	56,3
7	57,3	60,3	58,9	55,4	56,2	52,1	52,7	53,2	53,1	56,3
8	58,4	57,9	58,1	57,0	55,9	50,7	51,0	51,4	51,3	54,1

Hf (alt final)	57,6	58,7	58,016	56,641	56,1	48,0	47,7	41,1	48,8	54,4
σ Hf	0,5	0,6	0,589	0,518	0,9	1,7	3,7	11,1	2,0	1,1
b (gama)	- 0,140	-0,123	-0,132	-0,203	-0,206	-0,269	- 0,294	-0,476	-0,266	-0,248
σ b	0,012	0,016	0,022	0,021	0,026	0,042	0,093	0,391	0,048	0,024
a (alfa)	0,192	0,232	0,378	0,412	0,242	0,078	0,070	0,033	0,079	0,146
σ a	0,040	0,076	0,145	0,097	0,072	0,020	0,033	0,025	0,023	0,032
R^2	0,968	0,912	0,886	0,955	0,924	0,986	0,962	0,975	0,981	0,972

Passo 4: Determinação do valor médio de H_{∞} ;

$H_{\infty} = 57,4$ mm (modo “estático”)

$H_{\infty} = 48,0$ mm (modo vibratório)

Passo 5: Determinação da regressão para cada um dos pontos individualmente, para H_{∞} médio, com α e γ estimados pela regressão;

Nº Passagens	E1	E2	E3	E4	E5	V1	V2	V3	V4	V5
0	65,9	66,1	65,8	68,3	68,0	61,3	62,3	60,5	62,0	68,2
1	62,2	62,3	60,8	60,5	62,0	58,5	59,3	60,0	59,6	63,9
2	60,9	61,3	58,9	58,3	58,9	56,5	56,6	57,4	57,1	60,2
3	60,1	60,5	60,4	58,8	58,9	56,0	56,9	57,1	56,4	59,7
4	59,7	60,0			59,8	54,3	55,3	55,1	55,4	57,9
5	58,2	58,6	57,0	57,5	55,9	53,7	54,8	54,8	54,4	57,9
6	57,8	58,3	57,2	55,9	55,8	52,1	52,5	53,1	52,7	56,3
7	57,3	60,3	58,9	55,4	56,2	52,1	52,7	53,2	53,1	56,3
8	58,4	57,9	58,1	57,0	55,9	50,7	51,0	51,4	51,3	54,1

Hf (alt final)	57,4	57,4	57,4	57,4	57,4	48,0	48,0	48,0	48,0	48,0
b (gama)	-0,1	-0,1	-0,1	-0,2	-0,2	-0,3	-0,3	-0,3	-0,3	-0,4
σ b	0,008	0,014	0,019	0,019	0,024	0,007	0,012	0,009	0,008	0,017
a (alfa)	0,180	0,136	0,286	0,519	0,359	0,078	0,073	0,062	0,071	0,061
σ a	0,018	0,023	0,077	0,129	0,098	0,004	0,006	0,005	0,004	0,006
R^2	0,967	0,881	0,865	0,936	0,889	0,986	0,962	0,970	0,980	0,941

Passo 6: Determinação do valor médio de γ

$\gamma = 0,159$ (modo “estático”)

$\gamma = 0,278$ (modo vibratório)

Passo 7: Determinação da regressão considerando todos os pontos simultaneamente, para H_{∞} e γ médios, α estimado pela regressão.

Trecho 1 (modo “estático”)	$H_N = 57,4 \times \left[1 + 0,159 \times 10^{-0,2708 \times N} \right]$	$R^2 = 0,843$
Trecho 2 (modo vibratório)	$H_N = 48,0 \times \left[1 + 0,278 \times 10^{-0,0709 \times N} \right]$	$R^2 = 0,961$