

AVALIAÇÃO DE MÓDULOS DE DISTORÇÃO DINÂMICOS EM MISTURAS DE SOLO- -CIMENTO COM RECURSO A MÉTODOS ULTRA-SÓNICOS DE IMPULSO NO DOMÍNIO DO TEMPO E REGISTOS DE MODOS DE RESSONÂNCIA POR ANÁLISE ESPECTRAL DE SÉRIES DE FOURIER

MIGUEL FRANCISCO SILVA SOUSA FERREIRA DO AMARAL

Dissertação submetida para satisfação parcial dos requisitos do grau de
MESTRE EM ENGENHARIA CIVIL — ESPECIALIZAÇÃO EM GEOTECNIA

Orientador: Professor Doutor António Joaquim Pereira Viana da Fonseca

Co-Orientador: Professor Doutor Jorge Manuel Cabral Machado de
Carvalho

JUNHO DE 2009

MESTRADO INTEGRADO EM ENGENHARIA CIVIL 2008/2009

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

Tel. +351-22-508 1901

Fax +351-22-508 1446

✉ miec@fe.up.pt

Editado por

FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

Rua Dr. Roberto Frias

4200-465 PORTO

Portugal

Tel. +351-22-508 1400

Fax +351-22-508 1440

✉ feup@fe.up.pt

🌐 <http://www.fe.up.pt>

Reproduções parciais deste documento serão autorizadas na condição que seja mencionado o Autor e feita referência a *Mestrado Integrado em Engenharia Civil - 2008/2009 - Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2009*.

As opiniões e informações incluídas neste documento representam unicamente o ponto de vista do respectivo Autor, não podendo o Editor aceitar qualquer responsabilidade legal ou outra em relação a erros ou omissões que possam existir.

Este documento foi produzido a partir de versão electrónica fornecida pelo respectivo Autor.

À minha Família

A sorte para ter talento é insuficiente. É preciso ter talento para a sorte.

Louis Hector Berlioz

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Doutor António Viana da Fonseca por cada infinitésimo da dissertação.

Ao Prof. Doutor Jorge Carvalho pela sua incansável disponibilidade e experiência.

Ao Prof. Doutor Giovanni Cascante pela transmissão do conhecimento teórico.

À Eng.^a Sara Rios pelo ensino dos primeiros passos.

Ao Laboratório de Geotecnia da FEUP e às pessoas com quem trabalhei: Sr. Pinto, Sr. Monteiro, Eng.^a Cláudia, Eng.^a Jucélia, Marco, André, Prof.^a Doutora Cristiana Ferreira, Tahar, Eng.^a Ana Catarina.

Ao Laboratório de Geotecnia Não Destrutivo da UoW e às pessoas com quem trabalhei: Fernando, Paul, Soheil, Antonin, Yang.

Ao CICCOPN, em particular ao Eng.^o Eduardo Neves pela colaboração e facilidades concedidas com o gerador de funções e transdutores ultra-sónicos.

Ao Prof. Doutor Paulo Ferreira do Amaral.

À Dr.^a Sofia Ferreira do Amaral.

Ao Engenheiro Miguel de Sousa.

À Dr.^a Rita Costa Machado.

Ao Dr. Gonçalo Maia Miranda.

Ao Dr. Nuno Viana Barbosa.

Ao Prof. Doutor Manuel Rui Alves

Ao Prof. Doutor Paulo Tavares

RESUMO

A utilização do cimento *Portland* para o melhoramento das propriedades mecânicas de solos pouco competentes consiste numa solução cada vez mais comum. Com efeito, é urgente determinar mecanismos que possibilitem o procedimento rápido de um estudo de minimização do binómio quantidade de cimento e energia de compactação.

O presente trabalho tem como objectivo principal o estudo de misturas de solo-cimento compactado para aplicar em camadas de suporte de plataformas de vias de transporte sujeitas a acções dinâmicas. Quanto menor resistência o solo apresentar, maior o consumo de cimento e energia de compactação para o estabilizar. Inversamente, quanto maior a acção dinâmica imposta pela carga móvel, menor será a utilização de cada um destes componentes.

O módulo de distorção associado a muito pequenas deformações é designado como módulo de distorção dinâmico. O ensaio normalizado para determinação deste parâmetro mecânico é o de coluna ressonante (ASTM, 2000). No presente trabalho serão apresentadas diversas metodologias como alternativas a este ensaio. Devido à complexidade do equipamento e tratamento dos resultados, a coluna ressonante nem sempre se encontra disponível em laboratórios normalmente equipados.

Serão apresentados resultados experimentais de ensaios com transdutores ultra-sónicos de compressão de diversas frequências nominais, transdutores ultra-sónicos transversais e com *bender extender elements*. Através de uma forte componente de análise espectral, serão avaliados os resultados obtidos em cada ensaio. Será efectuada uma análise comparativa entre os resultados provenientes dos dois laboratórios (FEUP e UoW) envolvidos nesta linha de investigação.

Os parâmetros dinâmicos promotores desta investigação foram o módulo de distorção dinâmico, o coeficiente de *Poisson* dinâmico, frequências de ressonância, coeficientes de amortecimento e ângulos de fase. Foram retiradas conclusões acerca de cada uma destas grandezas, particularmente em relação à sua variação em função da massa volúmica e teor em cimento nos provetes de solo-cimento.

Durante o decorrer desta investigação questionaram-se alguns conceitos que sustentam a teoria das muito pequenas deformações como extensões elásticas.

PALAVRAS-CHAVE: Solo-Cimento, Módulo de Distorção Dinâmico, Ensaio Ultra-Sónico, Coeficiente de *Poisson* Dinâmico, Análise Espectral.

ABSTRACT

The utilization of *Portland* type cement, when applied to the improvement of the mechanical properties of poor soils, is becoming a wider solution. Therefore, the determination of mechanisms allowing a quick procedure for the study of a minimization of the relation cement amount Vs compaction degree is urgent and necessary.

The core objective of this work is the study of compacted soil-cement compounds, when utilized in support layers of railway transport platforms, under dynamic loads. If the soil under study is presenting a low resistance, the consumption of cement increases, needing increasing energy related to the compaction work for its stabilization. On the contrary, if the acting dynamic action is more significant, the utilization of each one of these components becomes lower.

The shear modulus corresponding to very small deformation is designated as dynamic shear modulus. The standard test commonly used for the determination of this parameter is the resonant column test (ASTM, 2000). Several alternative methodologies to this test are discussed during the present work. As the resonant column is a complex equipment, requiring complex data analysis, it is not normally available in standard laboratories.

Compression ultrasonic transducers, equipped with several nominal frequencies, shear ultrasonic transducers and bender *extender elements* were utilized during the testing procedures and the resulting experimental data will be displayed during the work. The data resulting from each experimental test will be evaluated utilizing a strong component of spectral analysis. A comparative analysis will be performed, involving data obtained on both laboratories (FEUP and UoW) that were part of this research line.

The dynamic parameters that were committed during the course of the research work were the dynamic shear modulus, the dynamic *Poisson* ratio, resonant frequencies, damping ratio and phase angles. Conclusions were discussed around each one of these parameters, particularly regarding their variation with specific mass and cement content of the soil-cement specimens.

Some of the concepts that support the theory of the very small deformations as elastic strains were questioned during the course of this research work.

Keywords: Soil-cement, Dynamic Shear Modulus, Ultrasonic Tests, Dynamic *Poisson* Ratio, Spectral Analysis.

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS	i
RESUMO	iii
ABSTRACT	v
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. ASPECTOS BÁSICOS	1
1.2. OBJECTIVOS	3
1.3. ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO	4
1.4. APLICABILIDADE	4
2. REVISÃO BILIOGRÁFICA	7
2.1. SOLO-CIMENTO	8
2.2. SOLO TRATADO COM CIMENTO	10
2.3. NORMAS APLICÁVEIS	10
2.3.1. DEFINIÇÕES	10
2.3.2. SOLOS	10
2.3.2.1. Norma Espanhola	11
2.3.2.2. <i>Portland Cement Association</i>	11
2.3.2.3. <i>US Bureau of Public Transports</i>	11
2.3.2.4. Associação Técnica da Indústria do Cimento (ATIC, 1993)	12
2.3.3. CIMENTO	12
2.3.4. ÁGUA	13
2.3.5. MATERIAIS NOCIVOS	13
2.3.6. ADITIVOS	13
2.3.7. DOSAGENS DO SOLO-CIMENTO	13
2.4. COMPORTAMENTO MECÂNICO	16
2.4.1. INTRODUÇÃO	16
2.4.2. VARIAÇÃO COM O TEOR EM CIMENTO	16
2.4.3. VARIAÇÃO COM O ÍNDICE DE VAZIOS	18
2.4.4. VARIAÇÃO COM O TEOR EM ÁGUA	20

2.5 – MÓDULO DE DISTORÇÃO DINÂMICO, MÁXIMO OU G_0	21
2.5.1. INTRODUÇÃO	21
2.5.2. COMPORTAMENTO NÃO LINEAR DOS SOLOS	25
2.5.3 – APROFUNDAMENTO DOS FACTORES QUE AFECTAM O MÓDULO DE DISTORÇÃO DINÂMICO DOS SOLOS	27
2.5.3.1. Efeito da pressão de confinamento	28
2.5.3.2. Efeito do índice de vazios	28
2.5.3.3. Efeito da sobreconsolidação	28
2.5.3.4. Efeito da granulometria e características das partículas	29
2.5.3.5. Efeito da cimentação artificial	29
2.5.3.6. Efeito da frequência e tipo de excitação	30
2.5.3.7. Efeito do grau de saturação	31
2.5.3.8. Efeito de um intercepto coesivo natural	32
2.5.3.9. Efeito da temperatura	32
2.5.3.10. Efeito do tempo	32
2.5.4. DIFERENÇAS ENTRE OS RESULTADOS OBTIDOS EM CAMPO E LABORATÓRIO	33
2.6. ONDAS SÍSMICAS	34
2.6.1. ENQUADRAMENTO	34
2.6.2. ONDAS E VIBRAÇÕES COM UM GRAU DE LIBERDADE	36
2.6.3. ONDAS DE COMPRESSÃO EM PROVETES ESBELTOS	36
2.6.3.1. Introdução	36
2.6.3.2. Características básicas de propagação	38
2.6.3.3. Reflexão e transmissão em fronteiras	38
2.6.3.4. Vibração em bordos livres	39
2.6.3.5. Impacto longitudinal	41
2.6.3.6. Vibrações axissimétricas	41
2.6.3.7. Dispersão	42
2.6.4. ONDAS TRANSVERSAIS, CORTE OU S EM PROVETES ESBELTOS	42
2.6.4.1. Introdução	42
2.6.4.2. Reflexão das ondas de corte	43
2.6.4.3. Efeitos adversos à propagação	44
2.6.5. ONDAS DE COMPRESSÃO EM PROVETES POUCO ESBELTOS	45
2.6.5.1. Introdução	45
2.6.5.2. Diferenças de propagação entre provetes esbeltos e pouco esbeltos	46

2.6.6. OUTROS TIPOS DE ONDAS	46
2.7. ENSAIOS DE LABORATÓRIO PARA A DETERMINAÇÃO DAS VELOCIDADES DE PROPAGAÇÃO DAS ONDAS SÍSMICAS	48
2.7.1. ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS	48
2.7.2. ENSAIOS COM <i>BENDER EXTENDER ELEMENTS</i>	49
2.7.3. ENSAIOS COM COLUNA RESSONANTE	50
2.8. METODOLOGIA PARA DETERMINAÇÃO DAS VELOCIDADES DE PROPAGAÇÃO DE ONDAS SÍSMICAS	51
2.8.1. INTRODUÇÃO	51
2.8.2. DETERMINAÇÃO DE E_{din} , G_{din} E ν_{din}	52
2.8.3. FACTORES DE ERRO	53
2.8.3.1. Efeito de vizinhança	53
2.8.3.2. Efeito da não linearidade dos sistemas	55
2.8.3.3. Reflexão em fronteira entre materiais distintos	56
2.8.3.4. Conversão da onda	56
2.8.3.5. Ruído ambiente	57
2.8.3.6. Ressonâncias do sistema	57
2.8.3.7. Resolução e sensibilidade	57
2.8.3.8. <i>Cross talk</i>	58
2.8.4. CONFIGURAÇÃO DA ONDA DE CHEGADA	58
2.8.4.1. Frequências	58
2.8.4.2. Análise da forma da onda de saída	60
2.8.5. DETERMINAÇÃO DO TEMPO DE PROPAGAÇÃO	61
2.8.5.1. Chegada directa	62
2.8.5.2. Inversão do sinal do domínio da frequência	62
2.8.5.3. Análise de dispersão	63
2.8.5.4. Outros métodos	65
2.9. ANÁLISE ESPECTRAL	67
2.9.1. MÉTODO DE <i>PRONY</i>	67
2.9.2. TRANSFORMADA DISCRETA DE <i>FOURIER</i>	69
2.9.3. TRANSFORMADA EM <i>Z</i>	71
2.10. CARACTERIZAÇÃO DAS PROPRIEDADES DINÂMICAS DE PROVETES DE ROCHAS	73
2.10.1. INTRODUÇÃO	73
2.10.2. PESO VOLÚMICO E POROSIDADE	74

2.10.3. PARÂMETROS A ESTIMAR ATRAVÉS DAS VELOCIDADES DE PROPAGAÇÃO DAS ONDAS SÍSMICAS.....	75
2.10.4. PROPRIEDADES DE DEFORMABILIDADE	76

3. PROGRAMA EXPERIMENTAL

3.1. CARACTERIZAÇÃO DO SOLO

3.1.1. INTRODUÇÃO	79
3.1.2. ANÁLISE GRANULOMÉTRICA	79
3.1.3. LIMITES DE <i>ATTERBERG</i>	82
3.1.4. TEOR EM ÁGUA ÓPTIMO	82
3.1.5. ANÁLISE DE SENSIBILIDADE	85

3.2. MEIOS, METODOLOGIAS E CALIBRAÇÕES EFECTUADAS NO LABORATÓRIO DE GEOTECNIA DA FEUP

3.2.1. INTRODUÇÃO	86
3.2.2. ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS.....	86
3.2.2.1. Características do equipamento utilizado	86
3.2.2.2. Descrição dos procedimentos de ensaio	89
3.2.2.3. Calibrações efectuadas no domínio do tempo	92
3.2.2.4. Ensaio de teste	94
3.2.3. ENSAIOS COM <i>BENDER EXTENDER ELEMENTS</i>	95
3.2.3.1. Características do equipamento utilizado	95
3.2.3.2. Descrição dos procedimentos de ensaio	98
3.2.3.3. Calibrações efectuadas no domínio do tempo	102
3.2.3.4. Ensaio de teste	106
3.2.3.5. Calibrações para maximização da amplitude.....	107
3.2.4. ENSAIOS EM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS DE EXCITAÇÃO TRANSVERSAL	108
3.2.4.1. Definição geral.....	108
3.2.4.2. Características do Equipamento Utilizado	109
3.2.5. VARIAÇÕES DA AMPLITUDE DO SINAL DEVIDAS AOS AGENTES EXTERNOS	110
3.3. MEIOS, METODOLOGIA E CALIBRAÇÕES NO <i>GEOTECHNICAL NONDESTRUCTIVE LAB</i> DA <i>UoW</i> .	
.....	113
3.3.1 – INTRODUÇÃO.....	113

3.3.2. ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS PARA CARACTERIZAÇÃO DAS ONDAS LONGITUDINAIS.....	114
3.3.2.1. Características do equipamento utilizado	114
3.3.2.2. Descrição dos procedimentos de ensaio	116
3.3.2.3. Calibrações efectuadas no domínio do tempo.....	120
3.3.2.4. Calibrações efectuadas com a técnica de inversão do domínio de frequência do sistema ...	123
3.3.2.5. Calibrações efectuadas com a técnica de inversão de domínio de frequência do provete....	129
3.3.2.6. Métodos de análise	133
3.3.2.7. Ensaios de teste	138
3.3.3. ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS PARA A CARACTERIZAÇÃO DAS ONDAS DE COMPRESSÃO	140
3.3.3.1. Características do equipamento utilizado	140
3.3.3.2. Descrição dos procedimentos de ensaio	142
3.3.3.3. Calibrações efectuadas no domínio do tempo.....	143
3.3.3.4. Ensaios de teste	146
3.3.4. ANÁLISE ESTATÍSTICA E DECISÕES	149
4. CÁLCULO E INTERPRETAÇÃO DOS RESULTADOS	151
4.1. MODO DE CONCEPÇÃO DOS PROVETES	151
4.1.1. PREPARAÇÃO DO SOLO-CIMENTO.....	151
4.1.2. CRITÉRIOS DE CONTROLO DE QUALIDADE	152
4.1.3. CURVAS DE PERDA DE ÁGUA.....	152
4.2. ENSAIOS REALIZADOS NO LABORATÓRIO DE GEOTECNIA DA FEUP	153
4.2.1. ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS	153
4.2.1.1. Cálculo do módulo elasticidade dinâmico, E_0 , E_{max} ou E_{din}	153
4.2.1.2. Análise temporal da evolução do módulo de elasticidade dinâmico	160
4.2.2. ENSAIOS COM <i>BENDER EXTENDER ELEMENTS</i>	163
4.2.2.1. Breve descrição sobre os problemas associados.....	163
4.2.2.2. Cálculo do módulo de distorção dinâmico	165
4.2.2.3. Análise temporal da evolução do módulo de distorção dinâmico	170
4.2.3. ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS TRANSVERSAIS	172
4.2.4. SISTEMATIZAÇÃO DE RESULTADOS.....	174
4.2.5. VARIAÇÃO DE RESULTADOS EM FUNÇÃO DA INCERTEZA, RESOLUÇÃO E SENSIBILIDADE	176

4.3. ENSAIOS REALIZADOS NO GEOTECHNICAL NONDESTRUCTIVE LAB DA UoW	179
4.3.1. ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS PARA CARACTERIZAÇÃO DAS ONDAS LONGITUDINAIS	179
4.3.1.1. Cálculo dos tempos de propagação e respectivas velocidades	179
4.3.1.2. Cálculo do módulo de elasticidade dinâmico	181
4.3.1.3. Cálculo das frequências de ressonância.....	183
4.3.1.4. Avaliação da dispersão do solo-cimento	188
4.3.1.5. Avaliação do coeficiente de amortecimento.....	191
4.3.1.6. Avaliação da coerência de resultados.....	194
4.3.2. ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS PARA CARACTERIZAÇÃO DAS ONDAS DE COMPRESSÃO ..	195
4.3.2.1. Cálculo dos tempos de chegada e respectivas velocidades.....	195
4.3.2.2. Cálculo do módulo confinado dinâmico, M_0 , M_{max} ou M_{din}	197
4.3.3. CÁLCULO DO COEFICIENTE DE <i>POISSON</i> DINÂMICO.....	201
4.3.4. VARIAÇÃO DE RESULTADOS EM FUNÇÃO DA RESOLUÇÃO	202
4.4. SISTEMATIZAÇÃO DOS RESULTADOS ENTRE OS DOIS LABORATÓRIOS	203
4.5. APLICAÇÃO A PROVETES DE ROCHAS	206
4.5.1. VELOCIDADES DE PROPAGAÇÃO E ÍNDICES FÍSICOS	206
4.5.2. PROPRIEDADES DINÂMICAS E SISTEMATIZAÇÃO DOS RESULTADOS	209
 5. CONCLUSÕES E INVESTIGAÇÕES FUTURAS.....	 213
5.1. CONCLUSÕES	213
5.2. PROPOSTAS PARA FUTURAS INVESTIGAÇÕES	215
 BIBLIOGRAFIA	 217

ANEXOS

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 20.1 – Fotografia microscópica das partículas de solo-cimento: a) antes do processo de hidratação; b) depois do processo de hidratação (Ismail <i>et al.</i> , 2002)	8
Figura 21.1 - Solos mais adequados para a produção de solo-cimento.....	9
Figura 24.1 – Curva granulométrica de uma amostra de solo utilizado por Foppa (2005) (Vitali, 2008; adaptado de Foppa, 2005)	17
Figura 24.2 – Variação da resistência à compressão uniaxial em relação ao teor de cimento (o índice que tem o mesmo significado que <i>RCU</i>) (Carneiro 2008; adaptado de Foppa, 2005)	17
Figura 24.3 – Variação da resistência à compressão uniaxial em relação à porosidade do solo-cimento (Carneiro 2008; adaptado de Foppa, 2005)	18
Figura 24.4 – Relação entre o factor vazios/cimento e a resistência à compressão uniaxial (Larnach, 1960)	19
Figura 24.5 – Relação do factor vazios/cimento expressa em termos de porosidade e de teor volumétrico de cimento (Foppa, 2005)	20
Figura 24.6 – Efeito do teor em água da moldagem sobre a resistência do solo-cimento (o índice q_u tem o mesmo significado que <i>RCU</i>) (Foppa, 2005)	21
Figura 25.1 – Modelos de deformação associados às diversas ondas que se propagam em meios elásticos (Barros, 1997; adaptado de Bolt, 1978)	23
Figura 25.2 – Variação da velocidade das ondas elásticas em função do coeficiente de <i>Poisson</i>	24
Figura 25.3 – curvas tensão-deformação e rigidez de um solo não linear (Ferreira, 2003; adaptado de Atkinson, 2000)	26
Figura 25.4 – Variação do módulo de distorção com o nível de tensão – comparação entre diferentes modelos e resultados de ensaio (Ferreira 2003; adaptado de Fahey, 1998)	27
Figura 25.5 – Efeito da sobreconsolidação (Barros, 1997)	29
Figura 25.6 – Comparação entre as curvas de redução do módulo normalizados de uma areia cimentada e areia não cimentada (Barros, 1997)	30
Figura 25.7 – $G_{din}/G_{din,s=0\%}$ em função do grau de saturação: a) diferentes tensões de confinamento; b) diferentes índices de vazios (Barros, 1991; adaptado de Qian <i>et al.</i> , 1993)	32
Figura 26.1 – elemento infinitesimal de uma corda em vibração (Tipler, 2006)	36
Figura 26.2 – exemplo de um provete esbelto: a) coordenada x e deslocamento u ; b) vibração num elemento infinitesimal (Graff, 1991)	37
Figura 26.3 – Ilustração da expansão e contracção de <i>Poisson</i> resultante de uma vibração longitudinal (Tipler, 2006)	38
Figura 26.4 – Deslocamento de um sistema de propagação, interacção e reflexão com as extremidades num provete de bordos livres (Graff, 1991)	39
Figura 26.5 – Os primeiros três modos de ressonância longitudinal de um provete com ambas as extremidades livres (Tipler, 2006)	40

Figura 26.6 – Ilustração simplificada de um meio período de onda de um transdutor ultra-sónico de amplificação V_0	41
Figura 26.7 – Diagrama característico de frentes de onda para um impulso que se propaga em dois provetes com rigidezes distintas (Graff, 1991)	41
Figura 26.8 – Esquema de propagação das ondas superficiais: a) <i>Rayleigh</i> ; b) <i>Love</i> (Ferreira, 2003) ...	47
Figura 27.1 – Demonstração da reprodutibilidade dos ensaios com transdutores ultra-sónicos	48
Figura 27.2 – Esquema de funcionamento de um <i>extender element</i> sob um impulso sinusoidal (Ferreira, 2003)	49
Figura 27.3 – Diagrama de ligação, polarização e deformação de um <i>extender element</i> : a) receptor; b) transmissor (adaptada de Lings e Greening, 2001)	50
Figura 28.1 – Sinais de resposta no tempo: a) Sistema com boas características de linearidade; b) sistema com más características de linearidade	56
Figura 28.2 – Combinações de resolução e sensibilidade: a) baixa resolução e baixa sensibilidade; b) boa resolução e baixa sensibilidade; c) baixa resolução e boa sensibilidade; d) boa resolução e boa sensibilidade	58
Figura 28.3 – Registo da transmissão de uma onda quadrada e respectiva resposta (Ferreira, 2003) ...	60
Figura 28.4 – Performance da onda quadrada: a) exemplo de uma chegada nítida de uma onda longitudinal; b) espectro de <i>Fourier</i> para os diferentes tipos de onda (Tallavó <i>et al.</i> , 2008)	61
Figura 28.5 – Determinação do tempo de propagação de uma onda, pelo método da primeira chegada da onda de resposta (Ferreira, 2003)	62
Figura 28.6 – Representação <i>xy</i> do método dos pontos de fase	64
Figura 28.7 – Determinação do tempo de propagação através do método da dispersão (Ferreira, 2003)	65
Figura 28.8 – Determinação do tempo de propagação de uma onda, pelo método da segunda chegada do sinal de resposta (adaptado de Arulnathan <i>et al.</i> , 1998)	66
Figura 28.9 – Determinação do tempo de propagação de uma onda sísmica, pelo método do intervalo de tempo entre os pontos característicos dos sinais, para duas configurações da onda transmitida: a) impulso de onda; b) vários ciclos sinusoidais (Ferreira, 2003; adaptado de Jovičić <i>et al.</i> , 1996)	66
Figura 29.1 – Utilização da Transformada em Z	71
Figura 29.2 – Relação biunívoca da transformação em Z	72
Figura 29.3 – Sinal lateral direito	72
Figura 29.4 – Sinal lateral esquerdo	73
Figura 29.5 – Sinal de duração limitada	73
Figura 31.1 – Curva granulométrica obtida por Lopes (2007)	80
Figura 31.2 – Curvas granulométricas obtidas por Vitali (2008)	80
Figura 31.3 – Curvas granulométricas correspondentes ao solo utilizado	81

Figura 31.4 – Resultados obtidos no Ensaio <i>Proctor</i> Leve – amostra de solo residual (Carneiro, 2009; adaptado de Lopes, 2007)	83
Figura 31.5 – Resultados obtidos no Ensaio <i>Proctor</i> Pesado – amostra de solo residual (Carneiro, 2009; adaptado de Lopes, 2007)	84
Figura 31.6 – Resultados obtidos no Ensaio <i>Proctor</i> Pesado – mistura de 3% de cimento (Carneiro, 2009; adaptado de Lopes, 2007)	84
Figura 31.7 – Comparação dos teores em água óptimos (Carneiro, 2009; adaptada de Lopes, 2007) ...	85
Figura 32.1 – Transdutores de compressão: a) esquema de funcionamento e características mecânicas; b) movimento dos transdutores ao longo do tempo para um impulso sinusoidal. (Ferreira, 2003; adaptado de Brignoli <i>et al.</i> , 1996)	87
Figura 32.2 – Transdutores ultra-sónicos de compressão utilizados no Laboratório de Geotecnia da FEUP	87
Figura 32.3 – Gerador de funções utilizado no Laboratório de Geotecnia da FEUP	88
Figura 32.4 – Osciloscópio utilizado no Laboratório de Geotecnia da FEUP	88
Figura 32.5 – Acelerómetro utilizado nos ensaios para determinação do tempo de propagação das ondas longitudinais no Laboratório de Geotecnia da FEUP	89
Figura 32.6 – Gerador de funções da marca <i>Pundit®</i> cedido pelo <i>CICCOPN</i>	89
Figura 32.7 – Atrasos medidos com os aparelhos em contacto: a) emissor ultra-sónico com o acelerómetro, atraso = 1,43 μ s; b) transdutores ultra-sónicos, atraso = 1,40 μ s	90
Figura 32.8 – Ligações entre os aparelhos utilizadas na medição das ondas longitudinais	90
Figura 32.9 – Disposição adoptada para leitura das ondas longitudinais	91
Figura 32.10 – Formas de sinais de excitação: a) rampa; b) triangular; c) quadrada; d) <i>sweep</i> ; e) pulso; f) sinusoidal.....	92
Figura 32.11 – Provetes de aço: a) representação dos diferentes tamanhos; b) sistema adoptado para a realização desta calibração.....	92
Figura 32.12 – Registo dos tempos de chegada directa para os provetes S1, S2, S3, S4 e S5	93
Figura 32.13 – Regressão efectuada com os dados do Quadro 32.1 juntamente com a equação da recta e coeficiente de determinação linear	94
Figura 32.14 – Transdutores de flexão: a) Geometria e dimensões; b) Movimento dos transdutores ao longo do tempo para um impulso sinusoidal (Ferreira, 2003; adaptado de Dyvik e Madshus, 1985) ..	96
Figura 32.15 – Amplitudes do sinal recebido: a) Elementos ligados em série; b) Elementos ligados em paralelo.....	96
Figura 32.16 – <i>Bender elements</i> : diagrama de ligações, polarização e deformação: a) transmissor; b) receptor (Ferreira, 2003; adaptada de Lings e Greening, 2001)	97
Figura 32.17 – Amplificadores <i>multiplexer</i> dos piezoeléctricos: a) Do receptor; b) Do transmissor.....	97
Figura 32.18 – <i>Bender extender elements</i> ou transdutores piezoeléctricos.....	98

Figura 32.19 – Desvantagens do acoplamento com gesso: a) Fraca amplitude do sinal devido às discrepâncias de volumes de rigidez entre o gesso e o provete de solo-cimento; b) Perda de equipamento devido ao excesso de atrito entre o gesso e a resina epoxy; c) Perda do provete devido a erros de aplicação	99
Figura 32.20 – Placa de alumínio utilizada nos ensaios com <i>bender elements</i> : a) Dimensões em milímetros; b) Fotografia com escala	100
Figura 32.21 – Ligações entre os aparelhos utilizados na medição das ondas transversais	101
Figura 32.22 – Sistemas implementados para avaliação das ondas transversais: a) Dois orifícios; b) Um orifício; c) Nenhum orifício	102
Figura 32.23 – Calibrações dos <i>bender extender elements</i> : a) com os transdutores em contacto; b) com os provetes de diferentes comprimentos mas do mesmo material entre os transdutores	103
Figura 32.24 – Atraso medido com os transdutores em contacto (4,9 μ s)	103
Figura 32.25 – Registos dos tempos de propagação das ondas transversais nos provetes de aço por ordem crescente de comprimento	104
Figura 32.26 – Regressão efectuada com os dados do Quadro 32.4 juntamente com a equação da recta e coeficiente de determinação linear	105
Figura 32.27 – Combinações para as 36 posições dos amplificadores <i>multiplexer</i>	108
Figura 32.28 – Transdutor transversal: polarização, ligação e movimento (Ferreira, 2003)	109
Figura 32.29 – Transdutores ultra-sónicos transversais, de corte ou <i>shear-plates</i>	110
Figura 32.30 – Utilização do <i>high vacuum grease</i> : a) Com a aplicação; b) Sem a aplicação	111
Figura 32.31 – Introdução de pressão: a) Com a aplicação da carga; b) Sem a aplicação da carga	111
Figura 32.32 – Introdução de médias: a) Com a aplicação das médias; b) Sem a aplicação das médias	112
Figura 33.1 – Transdutores ultra-sónicos e cones de acoplamento utilizados na determinação das velocidades de propagação das ondas longitudinais: a) representação esquemática (Tallavó <i>et al.</i> , 2009); b) representação fotográfica	114
Figura 33.2 – Geradores de funções utilizados na UoW: a) 36670A DYNAMIC SIGNAL ANALYZER®; b) 22120A 15 MHz FUNCTION/ARBITRARY WAVEFORM GENERATOR®	115
Figura 33.3 – Sistema de aquisição de dados para ondas longitudinais utilizado na UoW.....	116
Figura 33.4 – Equipamento produzidos pela UoW: a) Amplificador de sinal; b) Redutor de sinal	116
Figura 33.5 – Sistema de suporte dos provetes para os ensaios realizados na UoW: a) Estrutura de suporte; b) Mecanismo de regularização da tensão aplicada ao provete	117
Figura 33.6 – Gráficos da amplitude em função da pressão aplicada: a) Transdutores em contacto; b) Transdutores juntamente com o provete	118
Figura 33.7 – Posição do nível para uniformização da pressão aplicada a todos os provetes	119
Figura 33.8 – Ligações entre os aparelhos utilizados na medição das ondas longitudinais	119
Figura 33.9 – Equipamentos e sua disposição adoptada no decorrer dos ensaios na UoW	120

Figura 33.10 – Impulsos utilizados na <i>UoW</i> : a) quadrado; b) sinusoidal; c) <i>sweep</i>	120
Figura 33.11 – Impulso sinusoidal com os transdutores em contacto (atraso normal igual a 28 μ s) ..	121
Figura 33.12 – Registos do sinal no tempo dos provetes de <i>PVC</i> (da esquerda para a direita os provetes são: <i>PVC1</i> , <i>PVC2</i> , <i>PVC3</i> e <i>PVC4</i>)	122
Figura 33.13 – Regressões lineares para leituras dos tempos de chegada das ondas longitudinais em função do comprimento dos provetes, equações e coeficientes de determinação lineares (impulso sinusoidal)	123
Figura 33.14 – Diferenças entre a FRF_{TSR} calculada pela Equação 33.3 e a previsão calculada pelo método de <i>Prony</i> a pontado (Tallavó <i>et al.</i> , 2008)	125
Figura 33.15 – FRF_{TR} calculadas invertendo a função dos transdutores para impulsos distintos: a) <i>sweep</i> ; b) Impulso sinusoidal	125
Figura 33.16 – IRF_{TR} : a) Transdutores em contacto com atraso igual a 22 μ s (IRF_{TR}); b) Critério do passo de amostragem (IRF_{TSR})	126
Figura 33.17 – Registos do sinal na função resposta de impulso do sistema dos provetes de <i>PVC</i> sob um impulso sinusoidal (da esquerda para a direita os provetes são: <i>PVC1</i> , <i>PVC2</i> , <i>PVC3</i> e <i>PVC4</i>) ..	127
Figura 33.18 – Regressões lineares para leituras das chegadas dos sinais invertendo a FRF_{TSR} das ondas longitudinais em função do comprimento dos provetes (impulso sinusoidal)	128
Figura 33.19 – Regressões lineares para leituras das chegadas dos sinais invertendo a FRF_{TSR} das ondas longitudinais em função do comprimento dos provetes, equações e coeficientes de determinação lineares (somatório impulsos sinusoidais)	129
Figura 33.20 – Registos do sinal na função resposta de impulso do provete – dos provetes de <i>PVC</i> sob um impulso sinusoidal (da esquerda para a direita os provetes são: <i>PVC1</i> , <i>PVC2</i> , <i>PVC3</i> e <i>PVC4</i>) ..	130
Figura 33.21 – Aparência das funções de resposta: a) FRF_0 ; b) IRF_0	131
Figura 33.22 – Regressões lineares para as leituras das chegadas dos sinais invertendo a FRF_S das ondas longitudinais em função do comprimento dos provetes (impulso sinusoidal)	132
Figura 33.23 – Espectros de ondas de saída: a) <i>sweep</i> , 20 kHz a 70 kHz; b) impulso sinusoidal, 50 kHz	133
Figura 33.24 – Exemplo tipo do módulo de uma função $Y(w)$ sob uma excitação em forma de <i>sweep</i> ..	134
Figura 33.25 – FRF_S calculadas pelo primeiro método: a) impulso sinusoidal; b) <i>sweep</i>	135
Figura 33.26 – FRF_S calculadas pelo segundo método: a) impulso sinusoidal; b) <i>sweep</i>	136
Figura 33.27 – Sistemas implementados para análise do provete utilizando o terceiro método: a) Transdutores em contacto, FRF_{TR} ; b) Proвете entre os transdutores, FRF_{TSR}	137
Figura 33.28 – FRF_S do provete <i>PVC2</i> calculada pelo terceiro método.....	137
Figura 33.29 – Registos do sinal na função resposta de impulso do provete – dos provetes de solo-cimento sob um impulso sinusoidal (da esquerda para a direita os provetes são: <i>A4-7%</i> , <i>A3-7%</i> e <i>A2-7%</i>).....	139

Figura 33.30 – Regressão linear para as leituras das chegadas dos sinais no tempo, com base na IRF_{TSR} dos provetes de solo-cimento, equação e coeficiente de determinação linear	139
Figura 33.31 – Osciloscópio utilizado no Laboratório de Geotecnia da UoW.....	141
Figura 33.32 – Conjunto <i>Olympus Panametrics</i> : a) transdutores ultra-sónicos; b) Gerador de funções	141
Figura 33.33 – Sistema adoptado para a caracterização das ondas de compressão	142
Figura 33.34 – Ligações entre os aparelhos que caracterizaram as ondas de compressão.....	142
Figura 33.35 – Sinal de saída e entrada do gerador de funções utilizado na caracterização das ondas de compressão	143
Figura 33.36 – Regressões lineares para leituras das chegadas das ondas de compressão em função do comprimento dos provetes, equações e coeficientes de determinação lineares.....	144
Figura 33.37 – Regressão linear para as leituras das chegadas dos sinais no tempo dos provetes de solo-cimento, equação e coeficiente de determinação linear	147
Figura 43.38 – tempo de propagação em função do comprimento dos provetes de <i>PVC</i>	149
Figura 41.1 – Curvas de perda de água para amostras de solo arenoso e argiloso	153
Figura 42.1 – Provette destruído por excesso de tensão de compressão induzida no ensaio.....	155
Figura 42.2 – Variação do coeficiente de determinação com a constante do solo x	158
Figura 42.3 – E_{din} em função do parâmetro de I_{VC} aos 7 dias.....	159
Figura 42.4 – E_{din} de uma potência de I_{VC} aos 28 dias	160
Figura 42.5 – Evolução do módulo de elasticidade dinâmico com a cura do cimento	161
Figura 42.6 – Tempo de propagação das ondas transversais afectado pela propagação das ondas de compressão	164
Figura 42.7 – Imperfeição associadas aos ensaios com <i>bender extender elements</i> : a) efeito de vizinhança pronunciado; b) perda grande de resolução	165
Figura 42.8 – Variação do coeficiente de determinação com a constante do solo x	169
Figura 42.9 – G_{din} em função do parâmetro de I_{VC}	170
Figura 42.10 – Sinal obtido com os transdutores ultra-sónicos transversais em contacto	173
Figura 43.1 – Sistema adoptado para o cálculo da FRF_S pelo terceiro método: a) FRF_{TR} ; b) FRF_{TSR}	184
Figura 43.2 – Junção dos três métodos que permitem o cálculo da FRF_S	184
Figura 43.3 – Velocidades de fase aparentes do provete C7%	189
Figura 43.4 – Funções resposta de frequência do provete de um provete de solo-cimento sobrepostas	190
Figura 43.5 – Demonstração dos valores de Y , $Y/\sqrt{2}$, $X1$ e $X2$ necessários para a determinação do ξ	191
Figura 43.6 – Representação do coeficiente de amortecimento em função da amplitude	194
Figura 43.7 – Módulo confinado dinâmico em função da porosidade e teor em cimento.....	200

Figura 44.1 – Impulsos e respostas diferentes para o provete C3% aos 14 dias: a) quadrado $\Delta t = 92,1 \mu s$; b) sinusoidal $\Delta t = 93,3 \mu s$ 206

ÍNDICE DE QUADROS

Quadro 23.1 – Comparação das recomendações previstas por diferentes normas espanholas (Vitali, 2008; adaptado de Minguela, 2007)	11
Quadro 23.2 – Condições granulométricas para viabilizar o tratamento do solo com cimento (adaptado de ATIC, 1993)	12
Quadro 23.3 – Volume de aditivo retardador de presa a ser adicionado ao solo em função da temperatura no momento da mistura (Minguela, 2007)	13
Quadro 23.4 – Resistências mínimas para o solo-cimento compactado aos 7 e 28 dias para diferentes tipos de solo (Vitali, 2008; adaptado ATIC, 1993)	14
Quadro 24.1 – Propriedades físicas do solo utilizado por Foppa (2005)	16
Quadro 25.1 – Factores classificados que influenciam o módulo de distorção dinâmico (adaptado de Barros, 1997)	25
Quadro 26.1 – Representação esquemática e equações fronteira para as diversas possibilidades de apoio (Graff, 1991)	44
Quadro 31.1 – Parâmetros dos quatro provetes escolhidos.....	85
Quadro 32.1 – medições da calibração efectuada com os provetes de aço	93
Quadro 32.2 – Velocidades das ondas longitudinais nos provetes de teste	95
Quadro 32.3 – Sistematização das correcções da distância de propagação das ondas transversais.....	101
Quadro 32.4 – medições da calibração efectuada com os provetes de aço	104
Quadro 32.5 – Velocidades das ondas transversais nos provetes de teste	106
Quadro 32.6 – Velocidades das ondas transversais corrigidas e cálculo do coeficiente de <i>Poisson</i> dinâmico através das mesmas.....	107
Quadro 32.7 – Atrasos normais em μs referentes a cada combinação dos amplificadores <i>multiplexer</i>	108
Quadro 33.1 – Diferenças entre o tempo de chegada e tempo de saída das ondas longitudinais	122
Quadro 33.2 – Instante de chegada das ondas longitudinais para uma vibração sinusoidal.....	127
Quadro 33.3 – Instante de chegada das ondas longitudinais para um <i>sweep</i>	128
Quadro 33.4 – Instante de chegada das ondas longitudinais para um impulso sinusoidal.....	131
Quadro 33.5 – Frequências de ressonância longitudinais teóricas relativas aos dez primeiros modos do provete <i>PVC2</i>	134
Quadro 33.6 – Características físicas do provete <i>PVC2</i>	134
Quadro 33.7 – Características dinâmicas do provete <i>PVC2</i> medidas em laboratório.....	134
Quadro 33.8 – Velocidades de propagação das ondas longitudinais calculadas a partir das frequências de ressonância do provete <i>PVC2</i> para os três métodos.....	138

Quadro 33.9 – Tempos de chegada das ondas longitudinais em função dos provetes de solo-cimento.	139
Quadro 33.10 – Comparação entre o E_{din} obtido isoladamente e o E_{din} obtido pela Figura 33.30 ...	140
Quadro 33.11 – Tempos de chegada das ondas de compressão em função dos provetes aplicados	144
Quadro 33.12 – Velocidades das ondas de compressão obtidas para os diferentes materiais padrão ...	145
Quadro 33.13 – Coeficientes de <i>Poisson</i> e módulos de distorção dinâmicos calculados a partir de V_L e V_P	146
Quadro 33.14 – Velocidades de propagação das ondas de compressão dos provetes de solo-cimento	147
Quadro 33.15 – Comparação entre o M_{din} obtido isoladamente e o M_{din} obtido pela Figura 33.37 ..	148
Quadro 33.16 – Coeficientes de <i>Poisson</i> e módulos de distorção dinâmicos calculados a partir de V_L e V_P	148
Quadro 42.1 – E_{din} calculado a partir do ensaio com transdutores ultra-sónicos de compressão aos 7 dias	155
Quadro 42.2 – E_{din} em função do teor em cimento por ordem crescente	156
Quadro 42.3 – Cálculo do C_{iv} e porosidade	157
Quadro 42.4 – Módulos de elasticidade dinâmicos aos 28 dias	159
Quadro 42.5 – Variação de E_{din} com o tempo	161
Quadro 42.6 – Percentagem da rigidez de cada provete aos 7 dias	163
Quadro 42.7 – G_{din} calculado a partir do ensaio com <i>bender elements</i> aos 7 dias.....	167
Quadro 42.8 – Variações percentuais aos provetes com os módulos máximos	168
Quadro 42.9 – Cálculo do C_{iv} e porosidade	168
Quadro 42.10 – Variação de G_{din} para provetes com mais de 28 dias de idade.....	171
Quadro 42.11 – Aumento da rigidez transversal em função do tempo de cura do cimento	171
Quadro 42.12 – Variações da massa volumica e G_{din} para os provetes ensaiados as 7 e 28 dias ...	172
Quadro 42.13 – Coeficientes de <i>Poisson</i> dinâmicos calculados a partir dos parâmetros de rigidez .	175
Quadro 42.14 – Módulos máximos e mínimos em função da resolução utilizada nos ensaios aos 7 dias	177
Quadro 42.15 – Variações percentuais dos módulos em função da resolução utilizada nos ensaios	178
Quadro 42.16 – Variações percentuais de v_{din} em função da resolução utilizada nos ensaios	179
Quadro 43.1 – Tempos e velocidades de propagação das ondas longitudinais.....	180
Quadro 43.2 – Estudo de variação das velocidades de propagação em função da resolução	181

Quadro 43.3 – Valores de E_{din} calculados a partir da IRF_{TSR} na Universidade de <i>Waterloo</i> e taxa de variação com os valores anteriormente obtidos.....	182
Quadro 43.4 – Verificação da conformidade do critério para subsistência das ondas longitudinais...	183
Quadro 43.5 – Frequências de ressonância longitudinais teóricas para os diversos provetes.....	185
Quadro 43.6 – Frequências de ressonância longitudinais calculadas a partir da FRF_s	186
Quadro 43.7 – Valores das frequências de ressonância longitudinais credíveis pela análise da FRF_s	187
Quadro 43.8 – Velocidade de propagação das ondas longitudinais em função das FRF_s	188
Quadro 43.9 – Coeficientes de amortecimento em função do provete	192
Quadro 43.10 – Coeficientes de amortecimento verificados para o mesmo provete	193
Quadro 43.11 – Tempos e velocidades de propagação das ondas de compressão.....	196
Quadro 43.12 – Estudo de variação das velocidades de propagação em função da resolução.....	197
Quadro 43.13 – Valores de M_{din} calculados a partir da Equação 43.6 na Universidade de <i>Waterloo</i>	198
Quadro 43.14 – Valores máximos, mínimos e taxa de variação do módulo confinado dinâmico	199
Quadro 43.15 – Valores de C_{iv} em função do teor em cimento e índice de vazios.....	200
Quadro 43.16 – Coeficiente de <i>Poisson</i> dinâmico calculado a partir dos resultados obtidos na <i>UoW</i>	201
Quadro 43.17 – Variações do coeficiente de <i>Poisson</i> dinâmico em função da resolução	203
Quadro 44.1 – Comparação dos valores de E_{din} obtidos nos dois laboratórios com mais de 28 dias	204
Quadro 44.2 – Comparação dos valores do coeficiente de <i>Poisson</i> dinâmico obtidos com mais de 28 dias nos dois laboratórios.....	204
Quadro 45.1 – Características físicas dos provetes de rochas	207
Quadro 45.2 – Velocidades de propagação das ondas longitudinais e transversais dos provetes de rochas.....	208
Quadro 45.3 – valores de E_{din} e G_{din} para os provetes de rochas.....	209
Quadro 45.4 – Cálculo dos coeficientes de <i>Poisson</i> dinâmicos e velocidades de propagação das ondas de compressão	210

SÍMBOLOS E ABREVIATURAS

ASTM – *American Society for Testing and Materials*

ATIC – Associação Técnica da Indústria de Cimento

E – Norma Espanhola

DNIT – Departamento Nacional de Infra-Estruturas de Transporte

PCA – *Portland Cement Association*

NP – Norma Portuguesa

ABNT – Associação Brasileira de Normas Técnicas

NBR – Norma Brasileira

AENOR – *Asociación Española de Normalización*

ISRM – *International Society of Rock Mechanics*

ABCP – Associação Brasileira de Cimento *Portland*

w_L – limite de liquidez [%]

w_P – limite de plasticidade [%]

IP – Índice de Plasticidade [%]

RCU – Resistência à Compressão Uniaxial [MPa]

γ_d – peso volúmico seco [k/m³]

q_u – resistência à compressão uniaxial [MPa]

R^2 – coeficiente de determinação

C – teor em cimento [%]

η – porosidade [%]

e – índice de vazios [%]

V_v – volume de vazios [m³]

V_{ci} – volume de cimento [m³]

C_{iv} – valor que relaciona o volume de cimento com o volume total da amostra

w – teor em água [%]

G_{din} – módulo de distorção dinâmico [MPa]

G_0 – módulo de distorção máximo [MPa]

G_{max} – módulo de distorção máximo [MPa]

E_{din} – módulo de elasticidade dinâmico [MPa]

E_0 – módulo de elasticidade máximo [MPa]

E_{max} – módulo de elasticidade máximo [MPa]

M_{din} – módulo confinado dinâmico [MPa]

M_0 – módulo confinado máximo [MPa]

M_{max} – módulo confinado máximo [MPa]

ν_{din} – coeficiente de Poisson dinâmico

V_p – velocidade de propagação das ondas de compressão [m/s]

V_L – velocidade de propagação das ondas longitudinais [m/s]

V_S – velocidade de propagação das ondas transversais [m/s]

V_R – velocidade de propagação das ondas Rayleigh [m/s]

ρ – massa volúmica [kg/m³]

ρ^* – massa volúmica das partículas sólidas [kg/m³]

ρ_S – massa volúmica das partículas sólidas [kg/m³]

ρ_A – massa volúmica de uma massa aparente adicional que está relacionada ao acoplamento entre a água e a estrutura elástica [kg/m³]

G – módulo de distorção [MPa]

ν – coeficiente de Poisson

E – módulo de elasticidade [MPa]

M – módulo confinado [MPa]

K – constante que relaciona V_S e V_R

α – variável que depende de ν que relaciona K com o valor 0

τ_c – tensão de corte [kPa]

τ – tensão de corte variável com o tempo [kPa]

γ – distorção [%]

ε – extensão [%]

E_t – módulo de elasticidade tangente à curva tensão-extensão [MPa]

E_s – módulo de elasticidade secante à curva tensão-extensão [MPa]

τ_{max} – tensão de corte que mobiliza a rigidez G_{din} [kPa]

γ_r – distorção de referência definida por τ_{max}/G_{din} [%]

f – constante que varia com o meio de propagação

g – constante que varia com o meio de propagação

σ_0 – tensão de confinamento [kPa]

OCR – grau de sobreconsolidação

K – parâmetro que exprime a relação com o expoente da tensão efectiva de confinamento na zona sobreconsolidada

n – expoente da tensão efectiva de confinamento na zona sobreconsolidada

$G_{c,din}$ – módulo de distorção dinâmico de solo cimentado [MPa]

$G_{din,s=0\%}$ – módulo de distorção dinâmico de solo seco [MPa]

R – razão de rigidez

ΔG_{din} – variação do módulo de distorção dinâmico [kPa]

t_c – intervalo de tempo percorrido desde o início da mais recente mudança significativa na história de tensões [s]

t_p – intervalo de tempo para completar a consolidação primária no local em consequência da variação de tensão [s]

I_G – efeito do tempo a longo prazo [kPa]

F_A – parâmetro empírico proposto por Anderson e Stokoe (1978)

T – elemento diferencial de corda sobre tensão

ρ – massa por unidade de comprimento [kg/m]

q – infinitésimo de tensão [Pa]

A – Área da secção transversal média do provete [m²]

t – tempo [s]

u – deslocamento [m]

c_0 – velocidade de propagação das ondas de compressão em provetes esbeltos [m/s]

ω_n – frequência natural [Hz]

l – distância [m]

V_0 – amplitude [V]

n – número de modo de ressonância

c_g – velocidade de grupo [m/s]

λ – comprimento de onda [m]

SV – ondas transversais verticalmente polarizadas

SH – ondas transversais horizontalmente polarizadas

I – inércia sobre um qualquer eixo [m⁴]

i – constante complexa [$\sqrt{-1}$]

A_n – modo de ressonância horizontal de uma peça

B_n – modo de ressonância vertical de uma peça

Y_n – modo de ressonância normal de uma peça

$P\delta$ – componente de impacto

$1/r^2$ – factor de diminuição da amplitude

SASW – *Spectral Analysis of Surface Waves*

PVT – ensaio pulso-eco

u_0 – deslocamento no topo da coluna ressonante [m]

H – altura da coluna ressonante [m]

θ_0 – rotação no topo da coluna ressonante [rad]

I_p – momento de inércia da coluna ressonante e do provete [m⁴]

M_0 – momento torçor aplicado [kN.m]

ξ – Coeficiente de amortecimento

V_i – velocidade de propagação de uma qualquer onda elástica [m/s]

d_x – distância de propagação [m]

d_t – tempo de propagação [s]

w – velocidade angular [rad/s]

f – frequência [Hz]

S – posição das ondas transversais [m]

Γ – função descrita pela Equação 18.5

Γ_1 – primeira parcela da função Γ

Γ_2 – segunda parcela da função Γ

Γ_3 – terceira parcela da função Γ

d – distância compreendida entre os instantes de saída e chegada da onda sísmica [m]

R_d – parâmetro representativo da razão d/λ

l_b – comprimento do *bender/extender element* [m]

f_n – frequências de ressonância [kHz]

CC_{xy} – correlação cruzada do sinal de entrada X

T_r – tempo de registo [s]

L – comprimento do provete [mm]

ϕ_k – ângulo de fase

MEC – Método da Exponencial Complexa

y_n – valores discretos da vibração livre amortecida [Hz]

C_k – amplitude do sinal discreto [V]

N_p – valores discretos da função y_n [Hz]

Δ_t – passo de amostragem [s]

IRF – função resposta de impulso

FRF – função resposta de frequência

CIA – Critério de Informação *Akaike*

σ_y^2 – variação do erro prevista

k – sinal função do tempo discreto

$\mathcal{C}$ – plano complexo

γ_w – peso volúmico da água a 4 °C [kN/m³]

G_V – densidade relativa de uma rocha

G_S – densidade relativa dos grãos

γ_s – peso volúmico dos grãos [kN/m³]

γ – peso volúmico [kN/m³]

P_s – peso das partículas sólidas [kN]

P_w – peso da água [kN]

V – volume [m³]

V_L^* – velocidade de propagação total das ondas de compressão [m/s]

$V_{L,i}$ – velocidade das ondas de compressão no mineral i [m/s]

CEFEUP – Campo Experimental da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

C_u – coeficiente de uniformidade

C_c – coeficiente de curvatura

γ_d – peso volúmico seco [kN/m³]

γ_T – peso volúmico húmido [kN/m³]

CICCOPN – Centro de Formação Profissional da Indústria da Construção Civil e Obras Públicas do Norte

ISMES – *Istituto Sperimentale Modelli e Strutture*

PVC – Policloreto de Vinilo

ALU – Alumínio

fft – *Fast Fourier Transform*

ifft – *Inverse Fast Fourier Transform*

$Y(t)$ – sinal de chegada no domínio do tempo

$X(t)$ – sinal de saída no domínio do tempo

$Y(w)$ – sinal de chegada no domínio das frequências

$X(w)$ – sinal de saída no domínio das frequências

FRF_{TSR} – função resposta de frequência do sistema

IRF_{TSR} – função resposta de impulso do sistema

FRF_{TR} – função resposta de frequência dos transdutores em contacto

IRF_{TR} – função resposta de impulso dos transdutores em contacto

FRF_S – função resposta de frequência do provete

IRF_S – função resposta de impulso do provete

FRF_0 – função resposta de frequência num espaço vazio

IRF_0 – função resposta de impulso num espaço vazio

w_{hig} – teor em água higroscópico [%]

p_1 – peso da cápsula [g]

p_2 – peso da cápsula juntamente com o solo húmido [g]

p_3 – teor em água higroscópico [g]

I_{VC} – parâmetro que relaciona a porosidade com a quantidade de cimento

$\rho_{s,m}$ – massa volúmica seca da mistura [kg/m^3]

$\rho_{s,s}$ – massa volúmica seca do solo [kg/m^3]

$\rho_{s,c}$ – massa volúmica seca do cimento [kg/m^3]

$\rho_{d,m}$ – massa volúmica seca da mistura [kg/m^3]

d_s – tempo de propagação das ondas transversais não corrigido [μs]

d_L – tempo de propagação das ondas longitudinais não corrigido [μs]

N/A – Não Aplicável

OK – Verifica

KO – Não Verifica

UoW – *University of Waterloo*

FEUP – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

t_L – tempo de propagação das ondas longitudinais [s]

t_P – tempo de propagação das ondas de compressão [s]

V_{ph} – velocidade de fase aparente [m/s]

$X1$ – abcissa do gráfico da FRF_S [kHz]

$X2$ – abcissa do gráfico da FRF_S [kHz]

S – Posição da onda transversal [m]

J_a – inércia rotacional [kg.cm^2]

1

INTRODUÇÃO

1.1. ASPECTOS BÁSICOS

Devido aos crescentes constrangimentos impostos pelos requisitos ambientais, a exploração de elevados volumes de terras tem vindo a ser condicionada. Por outro lado, os custos que promovem a criação dos mecanismos que viabilizam o transporte desses mesmos volumes de terra têm influído, ao longo dos anos, negativamente nesse mesmo sentido. Em consequência, o melhoramento de um solo pouco competente permanece restringido a práticas implementadas *in situ*, uma vez que, em inúmeros casos, a substituição do solo por outro de melhores características encontra-se impossibilitada pela verificação de um dos dois motivos referidos, ou, até mesmo, de ambos.

A execução de fundações profundas em conjuntos habitacionais de baixo custo nem sempre se apresenta como uma solução viável em terrenos pouco resistentes, podendo os custos associados à implementação destas obras Geotécnicas, não raras vezes, ultrapassar os comumente aceites para este tipo de utilização/construção.

Em face dessas dificuldades, os aditivos e a compactação do solo no próprio local surgem, em prol das restantes opções, como uma solução económica para o melhoramento das propriedades mecânicas do material de apoio à fundação. A utilização de aditivos não é recente e, actualmente, tem vindo a vulgarizar-se a todas as obras de Engenharia Civil. De entre os materiais mais utilizados, destacam-se o cimento *Portland*, a cal e o asfalto. Cada um destes materiais apresenta características específicas e, a sua eficácia é condicionada pela propriedade a melhorar e as especificidades do solo. Reconhecidamente, o aditivo que melhor desenvolve as propriedades dinâmicas de um solo arenoso é o cimento *Portland*, composto este que tem vindo a ser utilizado, essencialmente, em bases para pavimentos. As extensões associadas a estas construções justificam, na maioria dos casos, a não utilização de movimentos de terras, na generalidade da sua extensão, para o melhoramento do material de suporte.

Em virtude do recorrente aproveitamento do cimento *Portland* e redução do índice de vazios para estabilização do solo, novos critérios de uniformização destas duas grandezas foram surgindo. Estimar parâmetros, como a resistência à compressão, através de uma relação entre a quantidade de cimento e massa volúmica possui vantagens evidentes. Este objectivo tem-se revelado prioritário e encontra-se na agenda de diversos investigadores. É na sequência do reconhecimento generalizado da importância deste tema, que se apresenta como uma das finalidades do presente trabalho, averiguar a aplicabilidade das relações ensinadas por esses investigadores (resistência à compressão em função do teor em cimento e índice de vazios) na estimativa das propriedades dinâmicas do solo-cimento.

As propriedades dinâmicas da estrutura de apoio são comumente negligenciadas em algumas obras geotécnicas. Erroneamente, por vezes, apenas o módulo de distorção dinâmico e o módulo de elasticidade dinâmico são assumidas como propriedades dinâmicas. No entanto, determinadas características há, como o coeficiente de amortecimento, frequências de ressonância e ângulos de fase que são fulcrais e absolutamente indispensáveis para obras de maior dimensão e sujeitas, principalmente, a acções dinâmicas, sendo estas as propriedades que ditam qual a solução mais economicamente viável a implementar. No âmbito deste trabalho, a economia refere-se apenas à redução da quantidade de cimento a utilizar e à minimização da energia de compactação a aplicar no solo.

A determinação das propriedades dinâmicas do solo-cimento pode ser efectuada de diferentes formas. Actualmente, tem ganho relevo a técnica da medição das velocidades de propagação das diversas ondas sísmicas, que estão directamente relacionadas com a totalidade das propriedades dinâmicas passíveis de serem analisadas. Alguns autores defendem, ainda, que as velocidades de propagação das ondas transversais são independentes de factores secundários, como é o caso da história de tensões, pelo que, seguindo esta linha de raciocínio, os resultados do laboratório poderão ser comparados com os resultados obtidos nas condições de jazida. Existem, porém, outros autores que relatam discrepâncias de cinquenta por cento na avaliação do módulo de distorção dinâmico entre o campo e o laboratório, por razões a que não é estranha a qualidade de amostragem, logo a perda de características de estado (Viana da Fonseca e Coutinho, 2003).

Das mais modernas técnicas, utilizadas na determinação das velocidades de propagação dos diversos tipos de ondas sísmicas, destacam-se os ensaios com transdutores ultra-sónicos, *bender extender elements*, coluna ressonante e ensaio de torção cíclica, que se caracterizam por uma grande precisão, mas de simplicidade operacional variável.

O módulo de distorção dinâmico em solos cimentados consiste num parâmetro de determinação complexa através da utilização do equipamento comum existente em alguns laboratórios de Geotecnia. Esta propriedade dinâmica pode ser facilmente calculada através de uma relação simples, baseada na teoria da elasticidade, entre a massa volúmica e a velocidade de propagação das ondas transversais, quando conhecidas. É no cálculo destas velocidades de propagação de ondas sísmicas que residem algumas das indeterminações, uma vez que o instante de chegada dos sinais nem sempre é identificável com base no princípio da interpretação no domínio do tempo (Viana da Fonseca *et al.*, 2009).

A equipa de investigação do Laboratório de Geotecnia da *Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto* (Portugal) pioneira na implementação dos *bender extender elements* num sistema triaxial, tendo-se realizado estudos intensos, visando o aperfeiçoamento das técnicas de aplicação e tratamento dos resultados. A equipa do Professor Giovanni Cascante da *University of Waterloo* (Canadá) tem vindo a efectuar, na mesma linha de investigação do presente trabalho, estudos sobre a modelação numérica dos registos efectuados com transdutores ultra-sónicos. Algumas das metodologias adoptadas consistem num aperfeiçoamento do trabalho anteriormente iniciado. Uma estreita colaboração com a *University of Western Australia* (Austrália) permitiu, ainda, a utilização dos mais modernos transdutores piezoeléctricos disponíveis na actualidade. O desenvolvimento de trabalho conjunto com a equipa liderada pelo Professor Nilo Consoli da *Universidade Federal do Rio Grande do Sul* (Brasil) permitiu criar plataformas de indicialização destas propriedades (à luz da relação porosidade e volume de cimento), impulsionadoras da presente investigação. O *Istituto Sperimentale Modelli e Strutture* (Itália) foi o primeiro fornecedor deste tipo de equipamentos, incluindo um amplificador de sinal recebido com a utilização dos transdutores ultra-sónicos transversais, tão

necessário para o bom registo dos instantes de chegada. Por último, o *Centro de Formação Profissional da Indústria da Construção Civil e Obras Públicas do Norte* (Portugal) cedeu o gerador de funções e os transdutores ultra-sónicos de compressão, possibilitando a realização de grande parte dos ensaios que foram efectuados ao longo deste trabalho.

A interpretação dos registos efectuados pelos sistemas de aquisição de dados revela-se como tarefa primordial na avaliação de qualquer propriedade dinâmica a calcular pelo método das ondas sísmicas. Neste âmbito, várias propostas de análise foram testadas, tendo sido seleccionadas aquelas que ofereceram resultados mais consistentes. De entre esses vários resultados, verificou-se que o comportamento do solo associado a muito pequenas deformações pode ser explicado pela aplicação directa das velocidades de propagação das ondas sísmicas calculadas por cada uma das metodologias.

No que concerne aos ensaios realizados, assumem especial interesse, os ensaios pulso-eco que se baseiam na primeira chegada da onda sísmica. Por outro lado, a análise espectral manifesta uma maior competência e precisão no estudo de diversificadas propriedades do meio a classificar. Esta última encontra-se pouco divulgada, essencialmente em virtude das dificuldades da caracterização da função transferência dos transdutores e acoplamento com a envolvente. Neste trabalho, é proposta uma nova metodologia para a caracterização dinâmica do sistema emissor-receptor, que inclui uma avaliação da função resposta de frequência dos transdutores.

1.2 – OBJECTIVOS

O presente trabalho apresenta como objectivo cardinal a procura de uma validação para procedimentos capazes de determinar o módulo de distorção dinâmico. À semelhança da norma *ASTM C 597 – 02 “Standard Test Method for Pulse Velocity Through Concrete”*, que relaciona a velocidade de propagação das ondas de compressão e as frequências de ressonância para estimar o módulo de distorção dinâmico do betão, também, no trabalho em apreço, se aplicaram esses conceitos para o solo-cimento.

Concomitantemente, constitui também pretensão do presente trabalho a melhoria dos registos do sistema de aquisição das ondas transversais, em especial do receptor, com o emprego dos *bender elements*. Estes transdutores, regularmente utilizados por diversos investigadores e em condições diversificadas, apresentam resultados satisfatórios, embora com solos de menor rigidez que o solo-cimento. Na contínua e constante procura da validação destes procedimentos, tornaram-se necessários os contornos aos métodos inicialmente propostos, que provaram oferecer melhores resultados.

Tendo por base o objectivo inicial, supracitado no primeiro parágrafo, ocorreu, ao longo desta investigação, a imposição de novos objectivos. Na tentativa de melhorar as condições de ensaio com *bender elements* e o cálculo do módulo de distorção dinâmico, a partir das velocidades de propagação das ondas de compressão e frequências de ressonância, surgiram novos interesses fundamentados. A evolução temporal dos módulos de elasticidade e distorção dinâmicos revelou-se o primeiro dos objectivos acrescentados. Não se apresentando como único, destacam-se ainda: o estudo de um possível comportamento viscoelástico das areias cimentadas em deformações muito pequenas que se revelou de extrema complexidade; o cálculo dos coeficientes de amortecimento associados às frequências de ressonância mais graves para a estabilidade do solo, atribuindo uma distribuição explicativa da severidade da frequência em função da dissipação de energia; a colocação em causa de critérios apresentados em trabalhos diversos da bibliografia internacional para a distinção entre tipos de propagação sísmica; criação de novos parâmetros para a extrapolação de módulos dinâmicos de elasticidade, distorção e confinados através de um reduzido número de amostras; e por último o estudo

da capacidade de avaliação dos resultados através de uma grandeza física com o intuito de colmatar os objectivos adicionados ao trabalho ao longo da sua elaboração.

1.3 – ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

O presente trabalho engloba cinco capítulos numerados e legendados, reservando-se o primeiro à explicação introdutória dos objectivos e razões que levaram à elaboração desta dissertação. No mesmo capítulo é ainda feita referência à linha de investigação na qual a FEUP se enquadra, juntamente com os restantes instituições cooperantes.

O capítulo 2 apresenta-se como o mais complexo e longo de toda a dissertação. Foi necessário elaborar uma ampla e profunda revisão teórica do estado da arte para corresponder aos objectivos propostos. Apresenta-se uma análise primária das transformadas no domínio das frequências, inserida num estudo não menos complexo das metodologias para o cálculo das velocidades de propagação e dos parâmetros respectivos. As definições do solo em função da percentagem de cimento adicionada e as normas aplicáveis às diversas situações foram também objecto de debate no decorrer deste capítulo.

No capítulo 3 encontram-se descritos e analisados detalhadamente todos os equipamentos utilizados para a realização dos ensaios. As disposições dos provetes de cada constituinte do sistema são explicadas através de uma exaustiva descrição e ilustração fotográfica e o processo de calibração, que se demonstrou bastante moroso, assume, neste capítulo, especial relevância. Os ensaios de teste consistem na primeira aplicação do sistema após as calibrações, salientando-se, ainda, que o solo utilizado é integralmente classificado nos primeiros pontos deste capítulo.

O capítulo 4 refere novamente os processos utilizados na calibração, porém aqui aplicados aos provetes de solo-cimento. Neste capítulo, é ainda feita uma breve referência aos métodos de preparação dos provetes bem como aos critérios de controlo qualidade, sendo também no presente que se apresentam soluções e respostas aos objectivos propostos no primeiro capítulo. Adicionalmente, são indexadas pequenas observações aos respectivos ensaios.

Seguidamente, um resumo das conclusões retiradas ao longo de todo o trabalho é apresentado no capítulo 5, assim como o são algumas propostas para futuras investigações.

Concluindo a dissertação, reservam-se as últimas páginas para os anexos, nos quais se expõem os resultados dos ensaios mais relevantes para a caracterização das propriedades dinâmicas dos provetes de solo-cimento. As fichas de moldagem e os quadros de validação apresentados determinam quais os provetes que obedeceram aos critérios de controlo de qualidade. Em anexo encontram-se também discriminados os códigos, em linguagem *MatLab®*, dos programas utilizados. Em último lugar, apresentam-se os relatórios das medições efectuadas nos provetes de rochas e os quadros estatísticos necessários para as conclusões descritas no ponto 3.3.4.

1.4 – APLICABILIDADE

A determinação do módulo de distorção dinâmico possui duas principais vertentes, com especial relevância para a Engenharia Civil. Em primeiro lugar, permite estudar correlações que transportem os valores do módulo de distorção associado a deformações muito pequenas para o módulo de distorção utilizado em caso de deformações em maior escala. A utilização de meios de transporte cada vez mais velozes tem vindo a impor maiores restrições aos deslocamentos de via em serviço. As transições, com especial incidência para obra de arte e aterro, apresentam rigidez distinta, traduzindo-se como consequência em assentamentos diferenciais normalmente não aceitáveis para altas velocidades. A imposição de deslocamentos cada vez menores tem vindo a aproximar o módulo de distorção de

serviço ao módulo de distorção dinâmico. Esta constatação incorpora a segunda vertente da aplicação directa do parâmetro mecânico, objecto deste estudo.

Numa aproximação menos directa à aplicação em obra, o módulo de distorção dinâmico permite estimar o grau de alteração de um maciço rochoso e o estado de degradação de provetes à escala estrutural, entre outras características. De forma ainda mais indirecta, este módulo possibilita igualmente avaliar outros parâmetros como as frequências de ressonância transversais e índices de vazios de um material.

Por último, os engenheiros responsáveis pelo controlo de qualidade poderão ainda seleccionar, de forma fundamentada através dos parâmetros proporcionados por este trabalho, o binómio quantidade de cimento e energia de compactação que conduz à solução mais económica a implementar na estabilização de um solo.

2

REVISÃO BILIOGRÁFICA

Foi em 1917, nos Estados Unidos da América, que surgiu o solo tratado com cimento, através da apresentação de uma patente por parte de J. H. Amies. Uma mistura de solo, pedras, madeira e cimento nascia como a primeira forma de melhoramento através de um intercepto coesivo. Após o ano da sua invenção apareceram inúmeras novas aplicações deste material na altura recém-descoberto. Posteriormente, no Reino Unido, foram surgindo experiências de adição de cimento ao solo para promover a construção de edifícios habitacionais.

Contudo, a aplicação generalizada deste material só se veio a verificar em 1939, data em que o *Transport and Road Research Laboratory*, no Reino Unido, iniciou um estudo para a construção de bases de suporte para vias de comunicação realizando análises experimentais, com as quais se veio a verificar que o ensaio *Proctor* também poderia ser aplicado às misturas de solo-cimento e que o teor em água óptimo era suficiente para a plena hidratação do cimento (Gomes Correia *et al.*, 2002). No entanto, já em 1935 tinham sido efectuadas pesquisas visando estudar a capacidade do solo-cimento como material a ser usado em base de rodovias.

Em Portugal, os primeiros ensaios experimentais só vieram a realizar-se após a segunda Guerra Mundial, nas colónias de Angola e Moçambique, a partir das quais se expandiram em larga escala, sendo que, em 1993, já tinham sido construídos mais de um milhão de metros quadrados de bases de pavimentos com utilização de solo-cimento em território nacional (ATIC, 1993).

Actualmente, verifica-se uma utilização generalizada deste tipo de material em Portugal, sendo que, para uma análise detalhada deste tema, assumirá particular relevo efectuar a distinção entre dois tipos de solo comumente confundidos: o solo-cimento e o solo tratado com cimento. A Figura 20.1 ilustra a aparência microscópica das partículas de um solo antes e após a hidratação do cimento.

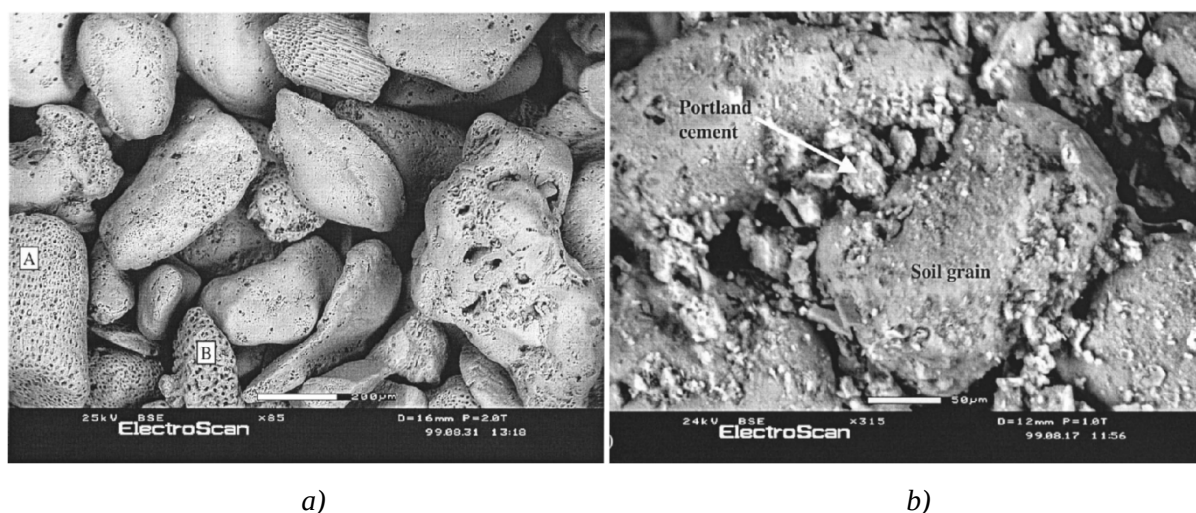


Figura 20.1 – Fotografia microscópica das partículas de solo-cimento: a) antes do processo de hidratação; b) depois do processo de hidratação (Ismail *et al.*, 2002)

2.1 – SOLO-CIMENTO

A obtenção do solo-cimento é possível através da junção de três principais componentes: a) o solo que se pretende melhorar, b) cimento e c) água de modo a que se proceda a hidratação. Para que um solo possa ser designado de solo-cimento, é necessário que a percentagem de cimento contida no solo seja aproximadamente 5% ou mais (Consoli, 2008), de forma a conferir propriedades mecânicas adequadas e durabilidade ao solo, em que a água tem apenas como finalidade hidratar o cimento.

A abordagem *supra* exposta revela-se muito simplificada pois de acordo com a *Portland Cement Association* (1971), associação responsável pelos estudos efectuados sobre este material, a percentagem de cimento necessária é a que confere determinadas propriedades mecânicas e de durabilidade de forma a garantir que o material se comporte como elemento estrutural.

Contudo, nem todos os solos na Natureza se apresentam com as características necessárias ao uso que o Ser Humano lhe pretende dar, verificando-se, portanto, não raras vezes e não apenas actualmente, problemas como resistência inadequada, humidade elevada e grande estado de alteração (solo residual do granito). Com o intuito de se estabilizar este tipo de solos, procurou-se aumentar a resistência e as características impermeabilizantes, quer através da aplicação de óleo de gordura de baleia, (método não utilizado actualmente) quer através da utilização de cal (mais especificamente em argilas), cimento e asfalto. Os solos mais adequados para mistura com o cimento são os chamados solos arenosos, ou seja, aqueles que apresentam uma quantidade de areia, variável entre 60% e 80% da massa total da amostra considerada (Minguela, 2007), conforme ilustrado na Figura 21.1.

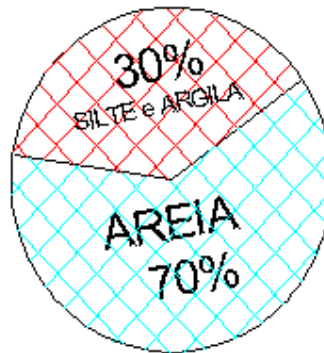
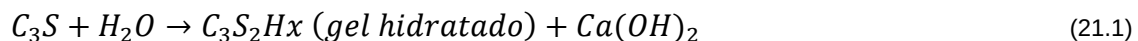


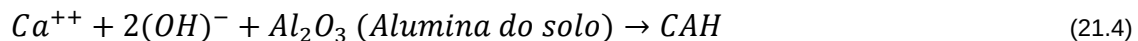
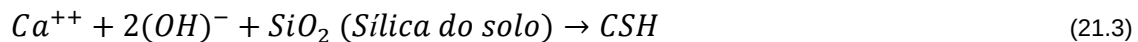
Figura 21.1 - Solos mais adequados para a produção de solo-cimento

A cimentação ocorre principalmente quando se adiciona água ao cimento. As reacções químicas de hidratação como a dos silicatos hidratados de cálcio e a dos aluminatos hidratados de cálcio são explicadas no que se segue. No caso em análise, a estabilização ocorre devido a forças de adesão resultantes da cimentação. Os silicatos e aluminatos de cálcio ligam-se às partículas do solo, conferindo maior resistência à mistura (Vitali, 2008). Apresentam-se, de seguida, as reacções químicas entre o solo e o cimento e entre o solo e a cal, sendo estas últimas denominadas como reacções pozolânicas.

Reacções químicas do cimento:



Reacções químicas entre a cal gerada na hidratação e os argilo-minerais do solo:



Estas últimas reacções apresentadas (Equações 21.3 e 21.4) são denominadas de pozolânicas e ocorrem em velocidades mais lentas do que as reacções químicas do cimento. Os compostos *CSH* e *CAH* são os agentes cimentantes responsáveis pelo aumento de resistência.

Com o aumento do teor de cimento, verifica-se um acréscimo da quantidade granular do solo modificado, implicando menor poder de absorção de água de mistura e maior estabilidade em termos de variações volumétricas e de capacidade de carga. O resultado obtido será uma massa sólida com características de material estrutural (Gomes Correia *et al.*, 2004).

Assim, o solo-cimento pode ser usado nas camadas de base e sub-base dos pavimentos desempenhando funções estruturais devido à elevada resistência e rigidez que apresenta. Alguns dos ensaios de laboratório usados para avaliar essas características mecânicas são os ensaios de flexão (estáticos ou cíclicos), bem como os ensaios de compressão uniaxial e diametral.

No que diz respeito à reacção química entre o cimento e a água, esta inicia-se durante a operação de mistura pelo que, os elementos resistentes originados pela hidratação estão formados aproximadamente ao fim de uma hora. O aumento do tempo de mistura e o atraso na compactação conduzem a um aumento do teor em água óptimo a uma diminuição da massa volúmica seca e a uma diminuição da durabilidade e resistência do material compactado (Gomes Correia *et al.*, 2004).

Na execução deste processo em obra, estima-se uma média de duas horas entre o início da mistura e o fim da compactação.

Relativamente à moldagem de provetes em laboratório, a norma *E 264-1972* estabelece que o tempo decorrido entre a mistura e a compactação não deverá exceder os quarenta e cinco minutos.

2.2 – SOLO TRATADO COM CIMENTO

O solo tratado com cimento é um material melhorado que contém uma percentagem de cimento insuficiente para lhe conferir características de estabilização e durabilidade – tal como verificadas no solo-cimento – caracterizando-se por se fragmentar quando exposto à acção do tráfego de obra e por funcionar como um solo granular. Este tipo de solos é, normalmente, usado em aterros e leitos de pavimento, apresentando como objectivo o melhoramento imediato das propriedades mecânicas do solo, para que seja possível a sua compactação e exequibilidade.

As reacções químicas *supra* verificadas (*vide* ponto 1.1) para o solo-cimento, também terão aplicabilidade no caso de solos tratados com cimento.

2.3 – NORMAS APLICÁVEIS

2.3.1 – DEFINIÇÕES

A norma espanhola *PG-3* (2004) estabelece que o solo-cimento é uma mistura homogénea de solo granular, cimento, água e, em determinados casos, de alguns aditivos que deverá ser utilizada como camada estrutural em pavimentos rodoviários, quando convenientemente compactada.

Por outro lado, o *DNIT* – Departamento Nacional de Infra-Estruturas de Transporte (DNIT, 2004) define solo-cimento como “mistura devidamente compactada de solo, cimento *Portland* e água”. Verifica-se, portanto, que a mistura solo-cimento deve obedecer a determinados requisitos de resistência, durabilidade e densidade, que, se verificados, resultará num material duro, com elevada rigidez à flexão.

2.3.2 – SOLOS

O cimento pode ser usado para aperfeiçoar quase todos os tipos de solos, desde que obtida a resistência necessária com esse tratamento, especialmente em solos arenosos, uma vez que permitem obter maiores resistências e misturas mais trabalháveis. Contudo, tal não se verifica em relação a solos com elevado teor de matéria orgânica e sulfatos, dado que estes elementos afectam a sua durabilidade e resistência (Minguela, 2007).

As normas regulamentares desta matéria estabelecem parâmetros para caracterizar os solos com base na sua granulometria e nos limites de *Atterberg*, limitando a determinados valores o índice de plasticidade, a percentagem de finos, as dimensões máximas das partículas e os limites de liquidez.

No que respeita especificamente às características granulométricas, as normas limitam a percentagem de passados no peneiro 2 mm e no peneiro 200 e o diâmetro máximo das partículas, uma vez que o teor dos finos exerce grande influência na estrutura mineral dos solos. Os elementos finos tendem a flocular a estrutura do solo, se compactado, levando a que as areias percam o ponto de contacto entre elas, diminuindo o efeito de atrito interno indispensável à resistência, e aumentando a superfície de contacto sendo, nesse caso, necessário adicionar maior quantidade de cimento (Minguela, 2007).

Apesar desta limitação em termos de granulometria, é ainda necessário que o solo apresente uma fracção mínima de finos, indispensáveis à estabilidade estrutural daquele, de forma a evitar dificuldades de compactação devido a alterações na estrutura do solo. Assim, deve limitar-se a percentagem passada pelo peneiro 2 mm de forma a obter-se uma fracção adequada de partículas grossas que se deverão encontrar embebidas na mistura areia-cimento. Através deste método, consegue-se que o atrito interno entre as partículas grossas implique um substancial ganho de resistência na mistura, possibilitando a utilização de menores quantidades de cimento. As dimensões máximas deverão ser limitadas para um melhor nivelamento da superfície acabada, evitando, dessa forma, segregações e outras dificuldades durante a compactação. Por último, também a plasticidade do solo deverá ser limitada através da adição de elevadas quantidades de cimento, uma vez que solos muito plásticos apresentam-se como altamente sensíveis a variações no teor de água (Minguela, 2007).

2.3.2.1 – Norma Espanhola

Há diversas normas espanholas que regulamentam as características dos solos para produção de solo-cimento, pelo que se apresenta um quadro no qual se referem algumas dessas normas (Minguela, 2007):

Quadro 23.1 – Comparação das recomendações previstas por diferentes normas espanholas (Vitali, 2008; adaptado de Minguela, 2007)

Propriedade do solo	Recomendações de Castela e Leão	Norma PG-3 art. 513 (2004)	Recomendações de Andaluzia
Diâmetro máximo	< 50 (40) mm	< 50 mm	< 80 mm
Passado no # 2 mm	> 20%	> 17 e 36%	> 20%
Passado no # n.º 200	< 35%	< 20 e 35%	< 25 e 30%
Plasticidade	$w_L < 30$ e $IP < 12$	$w_L < 30$ e $IP < 15$	$w_L < 25-40$ e $IP < 15$
Matéria Orgânica	< 1%	< 1%	Isento
Sulfatos	< 1%	< 1%	< 1%

2.3.2.2 – Portland Cement Association

A *Portland Cement Association* (PCA, 1971) concluiu que os solos mais apropriados para estabilização com cimento são aqueles que possuem uma quantidade suficiente de finos para produzirem uma matriz flutuante, sendo que, de acordo com os estudos realizados por esta associação, a granulometria deve estar de acordo com os seguintes limites:

- < 4,75 mm: 55% (mínimo);
- < 2,00 mm: 35% (mínimo);
- 0,075 mm – 2,00 mm: 25% (mínimo).

2.3.2.3 – US Bureau of Public Transports

Segundo esta entidade, o cimento deve ser usado como ligante quando o solo tem menos de 35% de passados no peneiro 200 (0,075 mm) e um IP inferior a 20%.

Daqui se retira que um solo classificado como A-2 e A-3 será apropriado para a estabilização com cimento, de acordo com a *ASTM D 3282*.

2.3.2.4 – Associação Técnica da Indústria do Cimento (ATIC, 1993)

É entendimento da *ATIC* que todos os solos poderão ser tratados com cimento uma vez que qualquer tipo de solo poderá ser enquadrável nas recomendações apresentadas de seguida no Quadro 23.2.

Condições Granulométricas:

Quadro 23.2 – Condições granulométricas para viabilizar o tratamento do solo com cimento (adaptado de *ATIC*, 1993)

Peneiro	N.º3	N.º4	N.º40	N.º200
% de passados	100	50-100	15-100	0-50

Inequações a respeitar para as Condições de Plasticidade:

- $w_L \leq 40\%$
- $IP \leq 18\%$

2.3.3 – CIMENTO

Para a estabilização do solo, pode utilizar-se qualquer tipo de cimento embora o cimento *Portland* seja o mais usual.

A Associação Brasileira de Cimento *Portland* (ABCP, 2002) entende não ser recomendado o uso de cimento *Portland* de alta resistência inicial para solo-cimento em obras comuns, uma vez que este tipo de cimento se apresenta como menos resistente a agentes agressivos, como o caso dos sulfatos existentes no solo. Deste modo, as qualidades do cimento a utilizar, devem ser, de acordo com Minguela (2007):

- Desenvolvimento lento da resistência, de forma a limitar o efeito da retracção e os fenómenos iniciais de fadiga causados pelas cargas de tráfego;
- Baixa libertação de calor de hidratação de forma a minorar as retracções térmicas e limitar as fissuras por retracção;
- Tempo de início e fim de presa elevado para um maior prazo de trabalho, sendo que o *PG-3* (2004) recomenda um tempo mínimo de duas horas para início de presa.

Os cimentos que apresentam características mais próximas das *supra* mencionadas, são aqueles que têm baixo teor de clínquer, compensado por aditivos, e cimentos com baixa resistência. O *PG-3* recomenda ainda um teor mínimo de 3% de cimento, determinado a partir da massa de solo seco. A *ABCP*, *supra* referida, recomenda que o cimento deve ser usado numa quantidade variável entre 5% e 10%, consoante as características do solo e o peso do solo seco, que deverá ser suficiente para o estabilizar e conferir as propriedades de resistência desejáveis para a mistura.

No entanto, o *DNIT* (2004) aconselha uma variação do teor do cimento entre 6% e 10%.

Por sua vez, a *ATIC* (1993) entende que a forma mais económica de aumentar a capacidade de carga em camadas de pavimento, sem ser necessário aumentar a sua espessura e evitando a utilização de material de melhor qualidade, é através do aumento da percentagem de cimento. O aumento da

espessura ou a obtenção de material de melhor qualidade implicam custos extraordinários com transporte e custos causados por movimentos de terra e aumento do tempo de duração da obra.

2.3.4 – ÁGUA

A água potável é utilizada em misturas de solo-cimento, sendo considerada satisfatória para esse efeito. A quantidade de água adicionada determina-se pela quantidade necessária à compactação, dado que a água necessária para a hidratação do cimento é de, apenas, aproximadamente, 50% do peso do cimento (Ingles e Metcalf, 1972).

2.3.5 – MATERIAIS NOCIVOS

A matéria orgânica tem um efeito retardador no endurecimento do cimento porque absorve os iões de cálcio que são libertados no momento da hidratação influenciando negativamente as reacções secundárias do cálcio libertado com a sílica (SiO_2) e a alumina (Al_2O_3) do solo, também responsáveis pelo aumento de resistência (Ingles e Metcalf, 1972).

2.3.6 – ADITIVOS

Os retardadores de presa são muito utilizados em misturas de solo-cimento, apresentando como função principal promover o retardamento do tempo de presa a partir da intervenção nas reacções químicas entre o solo e o cimento. Assim, será possível um maior prazo de trabalhabilidade do material, diminuição da resistência no curto prazo que será recuperada posteriormente e diminuição do calor de hidratação libertado (Minguela, 2007).

A norma *UNE 41240* (Aenor, 1996) sugere que o tempo mínimo de trabalhabilidade seja de três horas para a execução de toda a largura da pista e de quatro horas para a execução por partes.

Já a quantidade de aditivo a utilizar dependerá essencialmente da temperatura ao longo de toda a execução, o que significa que quanto mais elevada a temperatura, maior a quantidade de aditivo aplicado. No Quadro 23.3 poderão verificar-se as quantidades de aditivo recomendadas consoante a temperatura:

Quadro 23.3 – Volume de aditivo retardador de presa a ser adicionado ao solo em função da temperatura no momento da mistura (Minguela, 2007)

Volume de Aditivo	Temperatura
0,6 - 1,0 l/m ³	5°C – 10°C
1,0 - 1,5 l/m ³	10°C - 20°C
1,5 - 2,0 l/m ³	20°C - 30°C
2,0 - 2,5 l/m ³	≥ 30°C

2.3.7 – DOSAGENS DO SOLO-CIMENTO

A dosagem permite seleccionar a quantidade de cimento que terá de ser adicionada ao solo para fornecer a resistência e durabilidade apropriadas ao uso a que o material se destina. O procedimento de

dosagem é realizado através de programas exaustivos de ensaios de laboratório de compressão uniaxial e ensaios de secagem-molhagem e/ou gelo-degelo, caso se revele conveniente (Ingles e Metcalf, 1972).

De acordo com a ATIC (1993), a dosagem de cimento é a quantidade mínima de cimento que satisfaça todas as condições necessárias de resistência e durabilidade. A resistência do solo-cimento é definida pela resistência à ruptura por compressão uniaxial de provetes cilíndricos com sete dias de idade.

No Quadro 23.4 verifica-se a resistência à compressão uniaxial (RCU) mínima que o solo-cimento deverá apresentar aos sete e aos vinte e oito dias para diferentes classificações de solo. Os valores mais elevados serão utilizados quando não seja necessário aumentar a capacidade de carga de um pavimento.

Quadro 23.4 – Resistências mínimas para o solo-cimento compactado aos 7 e 28 dias para diferentes tipos de solo (Vitali, 2008; adaptado ATIC, 1993)

Classificação dos solos segundo <i>High Research Board Casagrande</i>	Resistência à compressão uniaxial (RCU) (MPa)	
	Aos 7 dias	Aos 28 dias
a) GW, GC, GP, GF, SW, SC, SP, SF	2,1 a 4,2	2,8 a 7,0
b) A-1, A-2, A-3		
a) ML, CL	1,75 a 3,5	2,1 a 6,3
b) A-4, A-5		
a) MH, CH	1,4 a 2,8	1,75 a 4,2
b) A-6, A-7		

A NBR 12253/92 estabelece como critério de aceitação uma resistência mínima de 2,1 MPa aos sete dias de idade. O procedimento de dosagem de Foppa (2005), apresentado anteriormente consiste nas seguintes fases:

- As percentagens de cimento (de 5% a 10%) usadas no ensaio de compactação são estabelecidas em função da classificação granulométrica do solo (A1, A2, A3 ou A4 da norma ASTM D 3282).
- Execução do ensaio de compactação através da utilização do teor de cimento sugerido no ponto anterior e obtenção dos valores de humidade óptima e de massa volúmica aparente seca máxima.
- Moldagem de provetes para o ensaio de compressão uniaxial com um ou mais teores de cimento para determinar qual o que satisfaz o critério de resistência mínima aos sete dias de idade de 2,1 MPa. De forma a efectuar-se uma boa escolha dos teores de cimento, apresentam-se duas figuras, nas quais, consoante a massa volúmica aparente seca, se obtêm os teores de cimento, sendo que para cada provete seleccionado se deverá moldar e curar, no mínimo, três provetes cilíndricos.
- Execução do ensaio de compressão uniaxial, após o decurso do período de cura.
- Cálculo da média aritmética das resistências à compressão uniaxial dos provetes que cumpram as tolerâncias de moldagem previstas na norma, sendo de excluir os valores individuais de resistência que se afastem, em mais de 10%, da média.

- Adopção como teor de cimento, aquele cuja resistência média à compressão uniaxial for igual ou superior a 2,1 MPa, aos sete dias de idade.
- A interpolação gráfica dos dados é admitida para determinar o teor de cimento que corresponda ao valor mínimo da resistência e à compressão média especificada.
- O teor mínimo de cimento em massa recomendado nesta norma é de 5%, no entanto, admite-se a utilização de teores até 3,5% de massa, desde que a resistência mínima seja satisfeita, a mistura seja processada em central e o solo matéria-prima seja do tipo A1-a, A1-b ou A2-4 (ASTM D 3282).

Por sua vez, a *ATIC* (1993) recomenda que, em caso de não ser possível executar todos os ensaios de compressão uniaxial necessários para obter o teor mínimo de cimento, deve ser usada uma dosagem mínima de 1 kg/m²/cm de espessura de camada.

Contrariamente o *PG-3* (2004) recomenda que a mistura compactada apresente pelo menos 2,5 MPa, constituindo a dosagem de cimento aplicada a quantidade mínima de cimento que permite essa resistência. O procedimento adoptado para determinar a quantidade mínima de cimento pode ser resumido da seguinte forma:

- Realização de ensaio *Proctor* Modificado numa amostra representativa dos solos, para se determinar a densidade máxima e o teor em água ótimo.
- Determinação da energia necessária a aplicar nos provetes com o intuito de obter 98% da densidade máxima exigida em obra.
- Moldagem dos provetes com o teor em água ótimo e com 98% da densidade máxima a três percentagens diferentes de cimento (3, 4 e 5%). Em cada um dos casos, são moldados três provetes que serão ensaiados a compressão uniaxial aos sete dias de idade, devendo o teor de cimento aplicado permitir uma resistência mínima de 2,5 MPa, sendo a tensão de ruptura definida, para cada caso, pela média dos provetes ensaiados.
- Realização de ensaio *Proctor* Modificado para a mistura de solo-cimento com o teor de cimento definido anteriormente, sendo expectável que a densidade máxima e o teor em água ótimo se mantenham constantes.
- Execução de ensaios de compressão uniaxial em provetes aos sete dias de idade, moldados com o teor de cimento definido e com 98% da densidade máxima para diferentes teores em água, de forma a quantificar-se a sensibilidade da resistência do solo-cimento a variações do teor em água.
- Repetição do procedimento referido anteriormente, mantendo constante o teor em água, apenas variando a densidade, definindo-se a sensibilidade do solo-cimento tendo em conta as variações de densidade.

Conclui-se, portanto, que os métodos usuais para determinar o teor de cimento se revelam como dispendiosos tanto em termos de trabalho como de tempo, sendo indispensável equipamento e pessoal especializado. Adicionalmente, o processo em campo afigura-se menos eficiente do que a moldagem de provetes em laboratório, tendo implicações ao nível da quantidade de cimento utilizada, que será significativamente maior em campo. Assim, Ingles e Metcalf (1972) sugerem que a quantidade de cimento utilizada em testes laboratoriais deverá ser multiplicada por 1,66 para se determinar a quantidade usada em campo.

2.4 – COMPORTAMENTO MECÂNICO

2.4.1 – INTRODUÇÃO

A resistência mecânica dos solos cimentados pode ser avaliada através de um programa exaustivo de ensaios de compressão uniaxial. Variando o teor em água, a densidade e o teor de cimento da mistura, é possível quantificar a influência de cada um desses parâmetros na resistência da mistura compactada, como se poderá verificar nos pontos apresentados de seguida.

2.4.2 – VARIAÇÃO COM O TEOR EM CIMENTO

O solo apresenta determinadas propriedades que são alteradas consoante a quantidade de cimento que lhes é incorporada. Por conseguinte, o aumento da quantidade de cimento provoca um aumento da capacidade de carga e da durabilidade a ciclos de humedecimento e secagem e/ou gelo-degelo.

Nos solos argilosos, com o aumento da quantidade de cimento, a permeabilidade aumenta e verifica-se uma tendência para a expansão. Já nos solos granulares, a permeabilidade diminui e a tendência para a retracção aumenta. Verifica-se, ainda, que um aumento nas dimensões das partículas resulta numa redução do índice de plasticidade e numa menor capacidade de retenção de água (Catton, 1962).

Foppa (2005) concluiu que a resistência à compressão uniaxial (RCU) aumentava linearmente com o aumento do teor de cimento ao efectuar estudos com areia fina siltosa, apresentando-se, de seguida, as características do solo, tal como estudadas pelo autor (*vide* Quadro 24.1 e Figura 24.1) e a relação entre a RCU e a percentagem de cimento (*vide* Figura 24.2).

Quadro 24.1 – Propriedades físicas do solo utilizado por Foppa (2005)

Propriedades	Valores
Índice de Plasticidade (IP)	10%
Limite de plasticidade (w_p)	13%
Limite de Liquidez (w_L)	23%
% de Argila ($\phi < 0,002$ mm)	5,00%
% de Silte ($0,002 < \phi < 0,06$ mm)	33,40%
% de Areia Média ($0,2 < \phi < 0,6$ mm)	16,20%
% de Areia Fina ($0,06 < \phi < 0,2$ mm)	45,40%
Densidade Real dos Grãos	2,64%
Diâmetro Efectivo (D_{10})	0,0032 mm
Coeficiente de Uniformidade (C_u)	50,00%

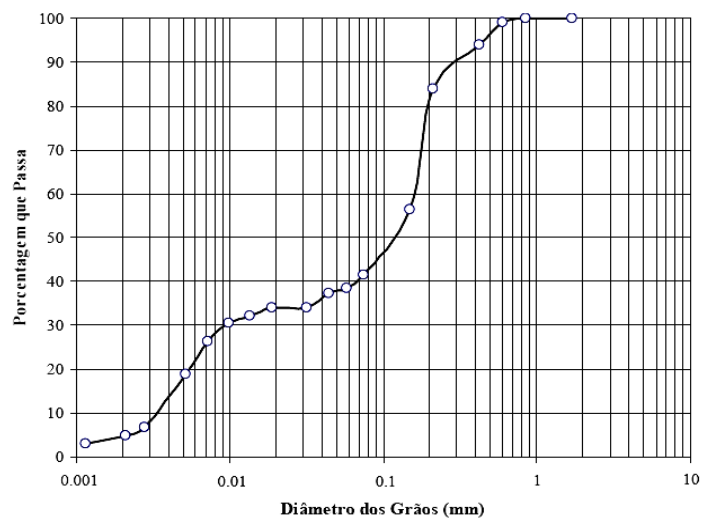


Figura 24.1 – Curva granulométrica de uma amostra de solo utilizado por Foppa (2005) (Vitali, 2008; adaptado de Foppa, 2005)

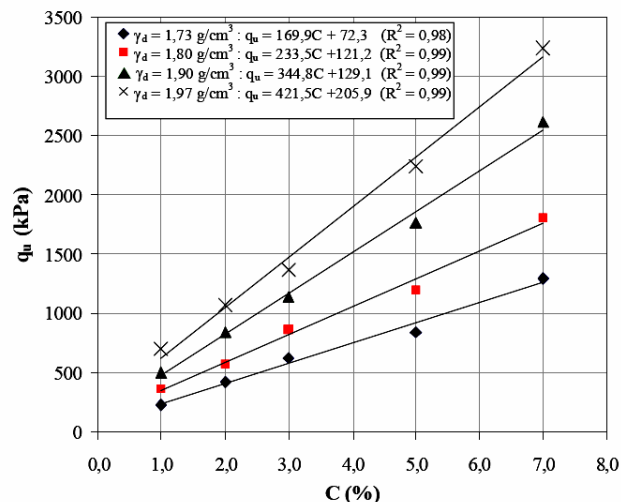


Figura 24.2 – Variação da resistência à compressão uniaxial em relação ao teor de cimento (o índice que tem o mesmo significado que RCU) (Carneiro 2008; adaptado de Foppa, 2005)

Os resultados apresentados por Foppa (2005) demonstram que não é possível correlacionar a resistência à compressão uniaxial com o factor água/cimento, contrariamente ao que se verifica com o betão e com os solos cimentados que apresentam teores em água muito elevados, tal como apresentado nos estudos de Horpibulsuk *et al.* (2003) e Azambuja (2004). No estudo realizado por Foppa, os vazios encontravam-se parcialmente preenchidos por água, não se verificando relação entre a quantidade de água e a quantidade de vazios. Deste modo, para controlo da resistência mecânica do solo-cimento no seu estado não saturado, deve optar-se por uma relação entre o volume de vazios e o cimento adequada para este tipo de solos (Consoli *et al.*, 2005).

Já no caso de solos-cimentados com elevado teor em água e para o betão, parece ser possível a relação entre factor de água/cimento e a resistência à compressão uniaxial (RCU) porque, neste caso, o volume de água representa o volume de vazios.

2.4.3 – VARIAÇÃO COM O ÍNDICE DE VAZIOS

Felt (1955), tal como citado por Foppa (2005), concluiu que o aumento da densidade da mistura compactada gerava uma significativa redução das perdas de massa em amostras submetidas a ensaios de durabilidade, em especial nos solos siltosos e argilosos. Para além disso, observou um aumento exponencial da resistência à compressão uniaxial com o aumento da densidade da mistura, se constante o teor em água.

Nos ensaios de compressão uniaxial que realizou, Foppa (2005) observou que a taxa de aumento da resistência, representada pela inclinação da recta de ajuste da relação RCU e teor de cimento cresce com o aumento a massa volúmica do solo. O aumento verificado demonstra que a diminuição da porosidade da mistura resulta num aumento da efectividade de cimentação, que poderá ser explicado pelo aumento do número de contactos estabelecidos entre as partículas de forma a permitir que o cimento actue em mais pontos (Consoli *et al.*, 2005).

Adicionalmente, concluiu também Foppa (2005) que a redução da porosidade se traduz em ganhos substanciais de resistência, tendo os seus resultados demonstrado que uma redução de 8% da porosidade do solo implicavam num aumento de 2,6 vezes da resistência à compressão uniaxial (RCU) e ainda progrediam de forma exponencial (*vide* Figura 24.3).

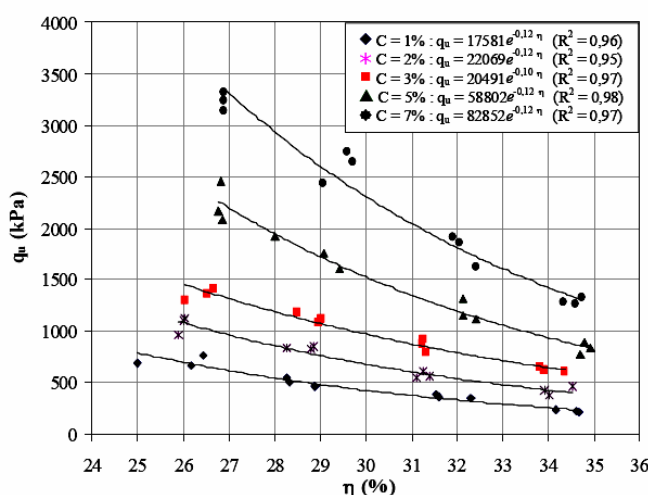


Figura 24.3 – Variação da resistência à compressão uniaxial em relação à porosidade do solo-cimento (Carneiro 2008; adaptado de Foppa, 2005)

O mecanismo através do qual a redução na porosidade influi no aumento do solo-cimento não é de todo alheio à existência de um maior número de contactos, maior intertravamento entre as partículas do solo e ainda maior atrito a ser mobilizado entre as tensões aplicadas.

Lanarch (1960) verificou que durante a compactação dos solos-cimentados não se consegue expulsar integralmente o ar do sistema pelo que a resistência não pode ser correlacionada com o factor água/cimento, uma vez que este apenas se aplica a materiais nos quais o ar tenha sido integralmente expulso, encontrando-se os vazios existentes preenchidos por água. Num estudo por si realizado, Lanarch (1960) utilizou areia fina misturada com argila pulverizada (proporção de nove partes de areia para uma de argila) e percentagens de cimento de 5,3%, 11,1% e 17,7%, em relação ao peso do solo seco. Para cada percentagem de cimento, efectuaram-se numerosos ensaios de compressão axial e flexão de vigotas, moldadas em diferentes teores em água e massas específicas, aparentemente secas, determinados a partir das curvas de compactação das misturas de solo e cimento.

Larnach (1960) utilizava a relação V_v/V_{ci} que pode ser definida pela seguinte expressão:

$$\frac{V_v}{V_{ci}} = \frac{\text{Volume de vazios (ar+água)}}{\text{Volume absoluto de cimento}} \quad (24.1)$$

Segundo Larnach (1960) o uso deste tipo de relação pode revestir-se de significativa utilidade para dosagem e controlo da execução de misturas do solo-cimento em campo.

A Figura 24.4 ilustra os resultados dos ensaios de compressão uniaxial das amostras de solo-cimento hidratadas previamente, durante sete dias, que se caracteriza por um bom ajuste dos dados à relação vazios/cimento. Para obter estes resultados, foram realizados diversos ensaios de compressão uniaxial, com provetes moldados a três diferentes percentagens de cimento, variando apenas para cada uma delas a densidade e o teor em água da mistura.

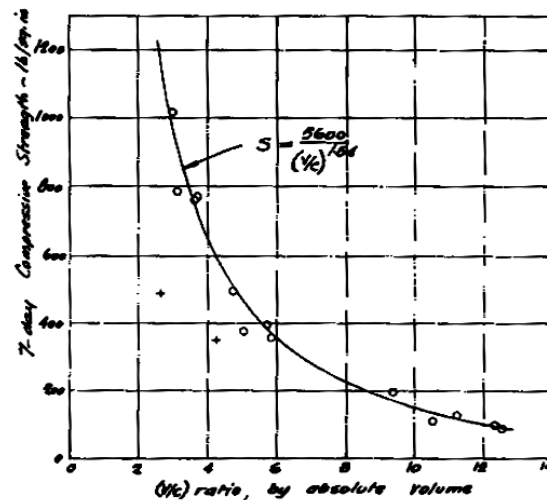


Figura 24.4 – Relação entre o factor vazios/cimento e a resistência à compressão uniaxial (Larnach, 1960)

Posteriormente, Foppa (2005) verificou que existia uma razoável correlação entre o factor exposto por Larnach (1960) e a resistência à compressão uniaxial do solo-cimento compactado e que as taxas de variação da RCU em relação às grandezas do volume de vazios e do volume de cimento são substancialmente diferentes. De forma a uniformizar essas taxas, Foppa (2005) aplicou sobre a taxa de volume de cimento, uma potência de 0,28, obtendo uma melhor compatibilização dos resultados. Concluiu, portanto, que o expoente a utilizar deveria ser a função do tipo de solo.

Apresenta-se, de seguida, a Figura 24.5, referente à relação resistência à compressão uniaxial e o parâmetro criado por Foppa (2005) relacionado com a porosidade e o teor em cimento.

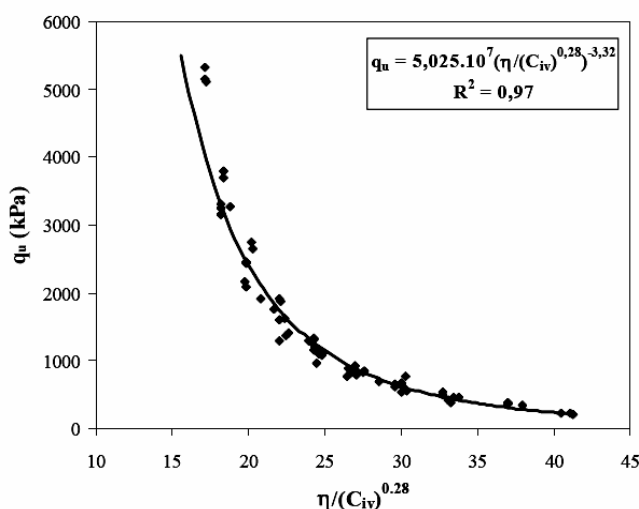


Figura 24.5 – Relação do factor vazios/cimento expressa em termos de porosidade e de teor volumétrico de cimento (Foppa, 2005)

A relação vazios/cimento (V_v/V_{ci}) pode ser expressa de forma mais tangível através da utilização, em alternativa ao volume de vazios, da porosidade do material expressa em percentagem do volume total e, ao invés do volume de cimento, do teor volumétrico de cimento, igualmente expresso em percentagem do volume total. Verifica-se, portanto, que a utilização destas novas variáveis não obsta à qualidade do ajuste de dados, uma vez que são proporcionais às apresentadas anteriormente (Consoli *et al.*, 2005).

2.4.4 – VARIAÇÃO COM O TEOR EM ÁGUA

A água é um composto muito importante na hidratação do cimento, apresentando como características a capacidade de melhorar a trabalhabilidade e de facilitar a compactação, sendo que a quantidade de água da mistura influi substancialmente na resistência da mesma. O teor em água correspondente à massa volúmica aparente máxima da mistura não corresponde à máxima resistência, que é obtida, regra geral, com teores em água que se revelem inferiores ao valor ótimo no caso de solos granulares, e superiores ao valor ótimo no caso de solos argilosos (Gomes Correia *et al.*, 2002).

Felt (1955), citado por Foppa (2005) realizou estudos sobre o efeito da variação do teor em água sobre a resistência de solos arenosos, siltosos e argilosos através de ensaios de durabilidade e compressão uniaxial. Nesse estudo, verificou que as amostras de argila e de silte, compactadas com teores de água abaixo do ótimo de compactação, apresentavam elevadas perdas de massa nos ensaios de durabilidade. Já no caso de humidades acima do teor ótimo de compactação, a perda de massa era pouco significativa e praticamente constante com o aumento do teor em água.

Nos solos arenosos testados, verificou-se que o teor em água pouco inferior ao ótimo de compactação foi aquele que apresentou menores perdas de massa nos testes de durabilidade.

Por sua vez, nos ensaios de compressão uniaxial, ficou demonstrado que, em geral, o teor em água que permite o máximo de resistência é aquele que é ligeiramente inferior ao teor ótimo de compactação, à exceção do solo mais argiloso que foi testado.

Felt (1955) verificou igualmente que a maior eficácia do cimento é obtida, no caso das areias, através da compactação da mistura ligeiramente abaixo ou no teor em água ótimo, e no caso dos siltes e argilas, pela compactação da mistura com um teor em água 1% a 2% superior ao teor ótimo

determinado no ensaio de compactação. Por sua vez, Foppa (2005) analisou o efeito da variação da humidade na resistência à compressão uniaxial de solos cimentados, tendo verificado um aumento na resistência até ao valor óptimo, a partir do qual a resistência diminuiria. Verificou também que o teor em água óptimo não se altera de acordo com a variação do teor de cimento. Como se poderá verificar, o gráfico apresentado na Figura 24.6 ilustra a relação entre a RCU em função do teor em água (w) tal como obtido por Foppa (2005).

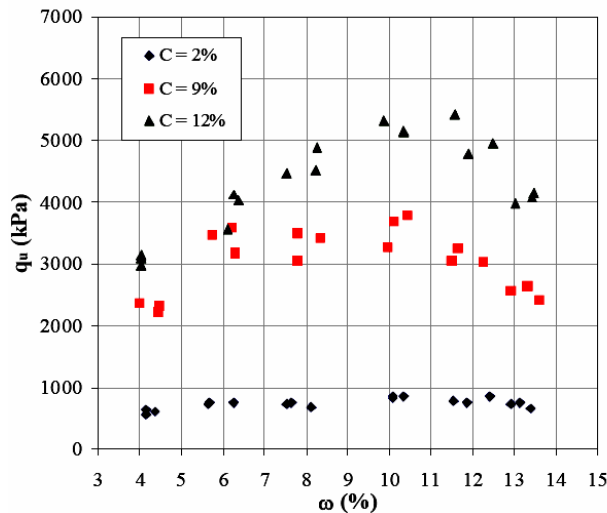


Figura 24.6 – Efeito do teor em água da moldagem sobre a resistência do solo-cimento (o índice q_u tem o mesmo significado que RCU) (Foppa, 2005)

Da análise da Figura 43.2, conclui-se que a variação no teor em água de moldagem do solo-cimento ensaiado gerou estruturas diferenciadas, que influíram nos valores obtidos na resistência à compressão uniaxial (RCU). A compactação em teores em água abaixo do teor óptimo apresentou uma estrutura mais floculada do que a que foi identificada para teores acima desse valor, nos quais as partículas apresentaram um maior grau de orientação.

O termo estrutura, tal como referido no parágrafo anterior, refere-se ao arranjo espacial das partículas do solo e à existência de forças de ligação entre as mesmas, caracterizando-se pela elevada influência que apresenta no comportamento do solo (Consoli *et al.*, 2005).

Por último, Foppa (2005) concluiu ainda que para altas percentagens de cimento, o efeito do teor em água sobre a resistência foi mais pronunciado. Este fenómeno deve-se, essencialmente, ao aumento da percentagem de finos da mistura resultantes da inserção do cimento, que tornou o material mais sensível à variação do teor em água.

2.5 – MÓDULO DE DISTORÇÃO DINÂMICO, MÁXIMO OU G_0

2.5.1 – INTRODUÇÃO

Richart *et al.* (1970) demonstraram que as ondas de compressão ou ondas P se propagam a uma velocidade V_p , traduzida pela seguinte expressão:

$$V_p = \sqrt{\frac{M}{\rho}} \quad (25.1)$$

em que:

V_p é a velocidade de propagação das ondas de compressão;

M é o módulo confinado;

ρ é a massa volúmica do meio.

As velocidades das ondas de compressão podem também ser traduzidas matematicamente tendo em conta o módulo de elasticidade e o coeficiente de *Poisson* na forma da seguinte expressão:

$$V_p = \sqrt{\frac{E}{\rho} \times \frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (25.2)$$

em que:

E é o módulo de elasticidade;

ν é o coeficiente de *Poisson*.

Segundo Richart *et al.* (1970), existem outro tipo de ondas internas, as ondas transversais ou ondas S, cuja velocidade (V_s) se relaciona com o módulo de distorção (G) pela Equação 25.3.

$$V_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (25.3)$$

A maior velocidade de propagação da onda de compressão em relação à onda transversal deve-se ao facto de o movimento das partículas ter a mesma direcção do que a propagação da própria onda, do que resulta uma compressão e uma tracção do meio ao longo do seu percurso. Esta onda é governada pela compressibilidade volumétrica do meio e é capaz de atravessar tanto sólidos como líquidos. Tendo em conta que a água não possui compressibilidade em comparação com o solo, os valores de V_p representam geralmente a velocidade de propagação da onda de compressão na água em solos muito saturados.

Já na onda transversal, verifica-se que o movimento das partículas é perpendicular ao movimento de propagação da própria onda. Designa-se por SH a onda polarizada horizontalmente e por SV a onda polarizada no plano vertical.

A determinação de V_s permite avaliar directamente o módulo de distorção do solo, mesmo saturado, já que a água não apresenta resistência ao corte.

Verifica-se o aparecimento das ondas de *Rayleigh* quando considerado um semi-espaco elástico. Esta onda é superficial, livre do meio. A relação V_R com V_s está expressa na Equação 25.4.

$$V_R = K \times V_s \quad (25.4)$$

em que:

V_R é a velocidade de propagação das ondas Rayleigh;

K é a constante que relaciona as velocidades e que depende do parâmetro α definido como se apresenta nas Equações 25.5 e 25.6.

$$K^6 - 8K^6 - (16\alpha^2 - 24)K^2 - 16(1 - \alpha^2) = 0 \quad (25.5)$$

$$\alpha = \frac{(1-2\nu)}{(2-2\nu)} \quad (25.6)$$

Na onda *Rayleigh* verifica-se que o movimento de vibração das partículas se processa verticalmente na direcção contrária à propagação da própria onda, ainda com a particularidade de o movimento das partículas apresentar formato elíptico. As ondas internas propagam-se radialmente ao longo da frente da onda esférica enquanto as ondas superficiais se propagam através de rotações sobre elas próprias nos bordos dos meios de propagação. Note-se a existência ainda de outro tipo de onda superficial, esta apresenta um movimento de vibração das partículas estritamente horizontal e perpendicular ao movimento de propagação, designada onda *Love*. A Figura 25.1 ilustra as diferentes deformações causadas pelos diferentes tipos de ondas.

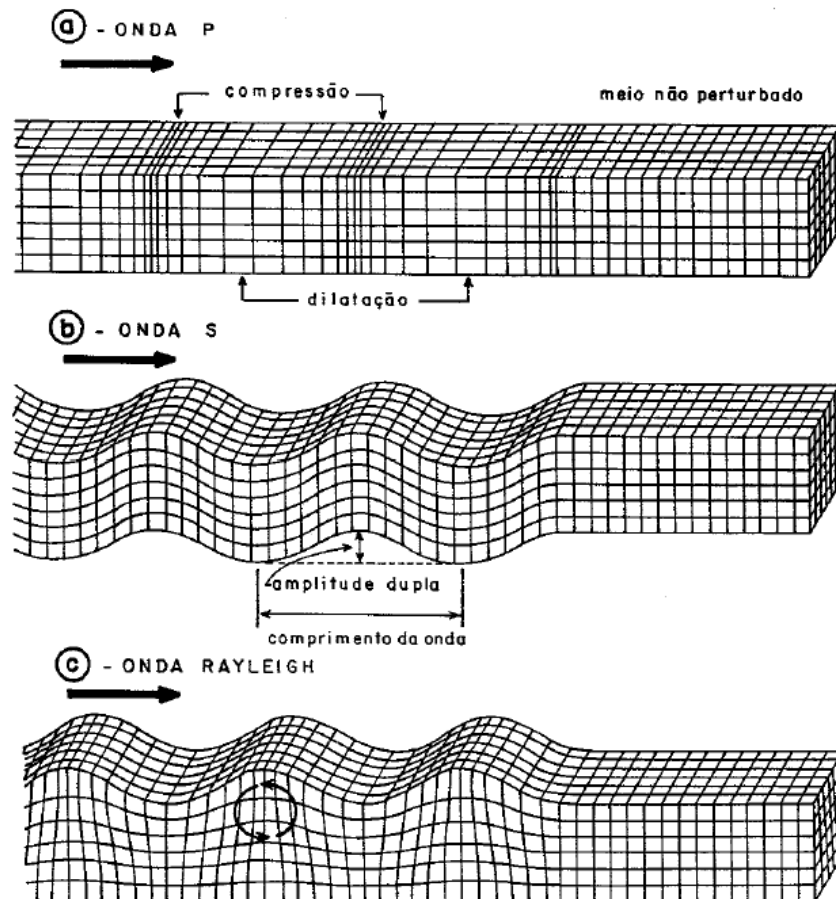


Figura 25.1 – Modelos de deformação associados às diversas ondas que se propagam em meios elásticos (Barros, 1997; adaptado de Bolt, 1978)

Conclui-se que a determinação das velocidades de propagação das ondas elásticas pode ser uma via para avaliação dos parâmetros elásticos do solo. Tendo as velocidades V_S e V_P determinadas, é possível calcular o módulo de elasticidade pela Equação 25.2. Para tal é necessário conhecer previamente o valor do coeficiente de *Poisson* determinado pela Equação 25.7.

$$\nu = \frac{\left(\frac{V_P}{V_S}\right)^2 - 2}{2 \times \left(\frac{V_P}{V_S}\right)^2 - 2} \quad (25.7)$$

A Figura 25.2 demonstra a variação das velocidades de propagação normalizadas por V_S em função do coeficiente de *Poisson* (eixo das abcissas) entre os seus valores admissíveis para solos 0,0 e 0,5.

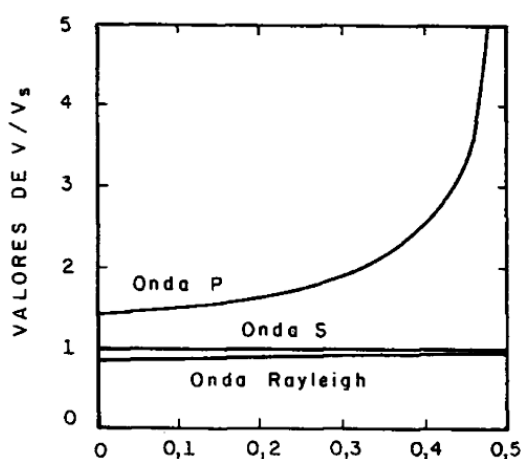


Figura 25.2 – Variação da velocidade das ondas elásticas em função do coeficiente de *Poisson*

Como se sabe, com aumento da deformação verifica-se um decréscimo do módulo de distorção dos solos. No entanto, para amplitudes de distorção inferiores a cerca de 10^{-5} , a distorção é praticamente constante (Barros, 2007). O módulo de distorção dinâmico, máximo ou G_{din} pode então ser relacionado directamente com a massa volúmica e a velocidade de propagação das ondas transversais.

$$G_{din} = \frac{\tau_c}{\gamma} \quad (25.8)$$

O Quadro 25.1 que se segue apresenta os parâmetros que afectam o módulo de distorção dinâmico dos solos, classificando-os a nível qualitativo.

Quadro 25.1 – Factores classificados que influenciam o módulo de distorção dinâmico (adaptado de Barros, 1997)

Nível de Importância	Factor
Muito Importante	tensão principal efectiva na direcção da propagação de onda
	tensão principal efectiva na direcção da vibração da partícula
	índice de vazios
	grau de saturação (particularmente em argilas e siltes)
	grau de cimentação (natural ou artificial)
Importante	grau de sobreconsolidação (apenas em argilas plásticas)
	tempo (apenas em argilas)
	carregamento cíclico anterior
	teor de partículas finas em areias
Menos Importante	tensão de corte estática
	sobreconsolidação sob tensões anisotrópicas em areias
	forma dos grãos em areias
	frequência (apenas em argilas)
Relativamente não importante	temperatura
	tamanho dos grãos, distribuição granulométrica
	tipo de vibração
	condição de drenagem

2.5.2 – COMPORTAMENTO NÃO LINEAR DOS SOLOS

Os geomateriais exibem um comportamento não linear complexo (Ferreira, 2003). A conduta pode ser verificada no modo de variação dos parâmetros de rigidez com o nível de deformação como é apresentado na Figura 25.3. A rigidez é traduzida pelo módulo de elasticidade definido pelo declive das rectas tangente E_t ou secante E_s à curva tensão-deformação. A rigidez associada às muito pequenas deformações ocorre para valores muito baixos de tensão e é traduzida pelo módulo de elasticidade dinâmico. Atkinson e Sallfors (1991) definiram três regiões distintas de comportamento dos solos representadas na Figura 25.3.

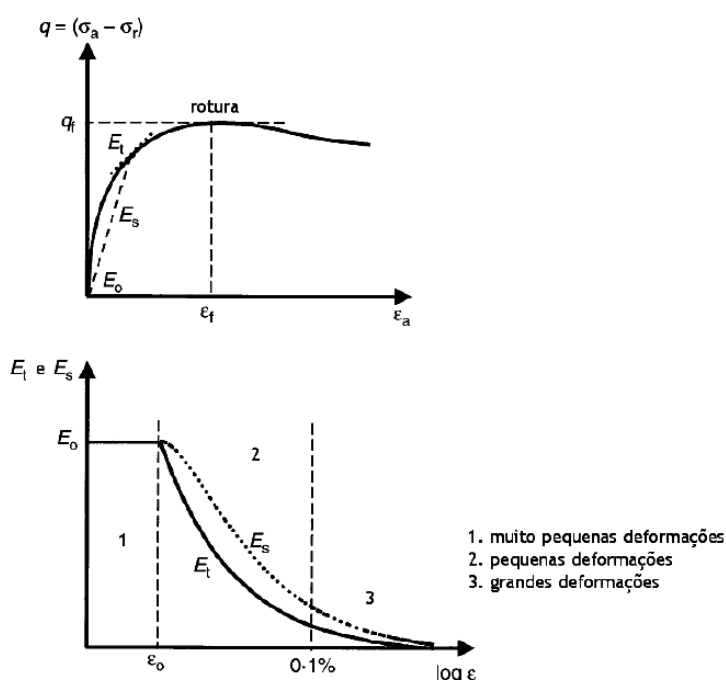


Figura 25.3 – curvas tensão-deformação e rigidez de um solo não linear (Ferreira, 2003; adaptado de Atkinson, 2000)

Nota-se que pequenas deformações são consideradas de ϵ_0 até a uma gama de valores de 10^{-3} , aquando se verifica uma significativa diminuição de rigidez. A modelação do comportamento não linear dos solos requer a aplicação de modelos também não lineares que, por sua vez, obrigam ao conhecimento dos conceitos de rigidez máxima e tensão de corte máxima.

Tanto Kondner (1963), como Hardin e Drnevich (1972) apresentaram uma expressão, exibida na Equação 25.9, que visava traduzir os modelos hiperbolóides.

$$\frac{G}{G_{din}} = \frac{1}{1 + \gamma/\gamma_r} \quad (25.9)$$

em que:

γ_r é a distorção de referência é definida por $\frac{\tau_{max}}{G_{din}}$;

τ_{max} é a tensão de corte máxima aplicada que promove o regime linear de tensão-extensão.

Com o intuito de modelar os resultados laboratoriais, Hardin e Drnevich (1972) introduziram o conceito de “deformação hiperbólica” de forma a simular no modelo os resultados observados em laboratório.

$$\gamma_h = \frac{\gamma}{\gamma_r} \times [1 + a \times e^{-b(\gamma/\gamma_r)}] \quad (25.10)$$

Posteriormente, Fahey e Carter (1993) apresentaram dois novos factores f e g , formulando a expressão para a definição da “deformação hiperbólica” já apresentada.

$$\frac{G}{G_{din}} = 1 - f \times \left(\frac{\tau}{\tau_{max}} \right)^g \quad (25.11)$$

em que:

τ é a tensão de corte aplicada;

f e g são constantes que variam com o meio.

O ajuste dos resultados laboratoriais foi finalmente alcançado a partir da Equação 25.12. A Figura 25.4 apresenta os modelos modificados correspondentes aos diversos métodos descritos clarificando as diferenças obtidas no modelo hiperbólico original e as aproximações aos resultados verificados nos ensaios.

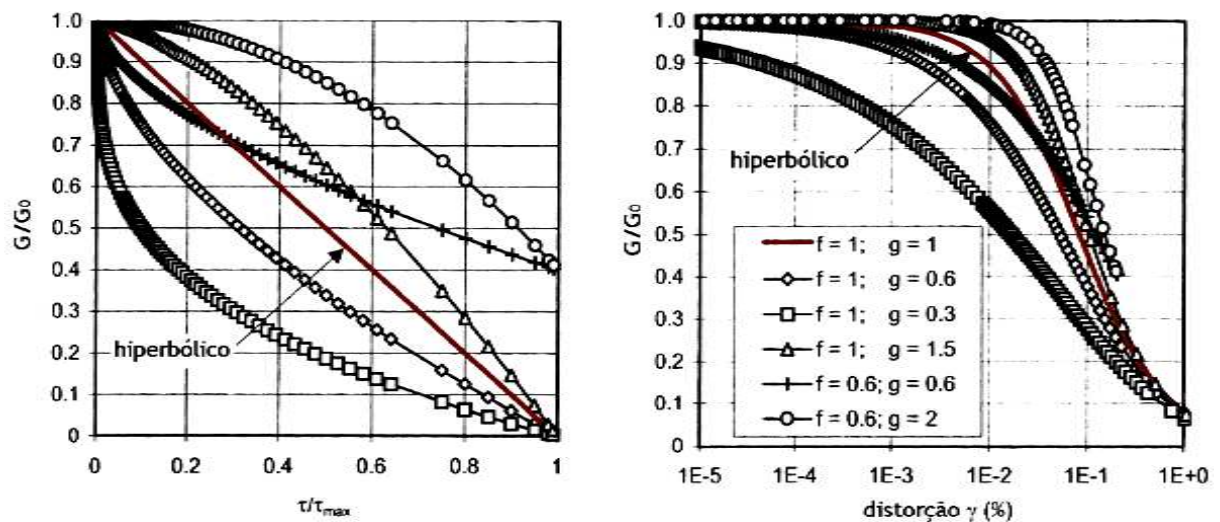


Figura 25.4 – Variação do módulo de distorção com o nível de tensão – comparação entre diferentes modelos e resultados de ensaio (Ferreira 2003; adaptado de Fahey, 1998)

Existe uma enorme variedade de modelos não lineares para o estudo do comportamento dos solos. Foram apenas referidos os mais correntes.

2.5.3 – APROFUNDAMENTO DOS FACTORES QUE AFECTAM O MÓDULO DE DISTORÇÃO DINÂMICO DOS SOLOS

Note-se que apenas recorrendo a métodos de ensaios dinâmicos se pode determinar o módulo de distorção dinâmico dos solos.

De acordo com Tatsuoka e Shibuya (1992) o termo dinâmico refere-se não somente às propriedades derivadas de ensaio, mas também às condições de carregamento. É a frequência de excitação que faz com que a inércia se verifique ou não. A natureza dinâmica e estática distinguem-se pelo efeito de inércia.

Investigadores recentes revelam que, embora pouco expressivas, existem de facto deformações muito pequenas aquando aplicadas variações também de pequenas tensões. Conclui-se portanto, que é legítimo considerar elásticos os parâmetros, tendo em conta que os mesmos, permanecem inalterados com a velocidade de deformação ou a frequência de excitação, perspectivando a teoria do ponto de vista de Engenharia.

Afastando a deformação do limite de zona elástica, aumentando-a, pode concluir-se que no domínio dos parâmetros de rigidez, os factores até então irrelevantes passam a possuir uma importância crescente e de forma alguma desprezável.

2.5.3.1 – Efeito da pressão de confinamento

A pressão de confinamento, de acordo com Hardin e Richart (1963), é um dos principais factores que influenciam a velocidade de propagação das ondas transversais em areias. Os autores observaram um acréscimo do módulo de distorção dinâmico com a tensão de confinamento na potência de 0,30. Não muito anos mais tarde, Hardin e Black (1969) afirmaram que o módulo de distorção dinâmico era independente da tensão de desvio assim como da velocidade de carregamento.

Edil e Luh (1978) apresentaram a Equação 25.12 como sendo mais conveniente no que diz respeito à estimativa de valores para o módulo de distorção dinâmico.

$$G_{din} = 100000 \left[0,769 + \ln \left(\frac{\sigma_0}{98,07} + 1 \right) \right] \quad (25.12)$$

2.5.3.2 – Efeito do índice de vazios

Após um ensaio com o intuito de comparar uma areia de grãos mais arredondados e outra moída, Hardin e Richart (1963) verificaram que o decréscimo da velocidade da onda de corte das areias era linear dependente da compactidade relativa.

Mais tarde, Hardin e Black (1968), através de ensaios de coluna ressonante concluíram que com o aumento do índice de vazios se verificava uma diminuição do módulo de distorção. Verificaram, também, que essa dependência não era linear, como referiram Hardin e Richart (1963), mas logarítmica. Essas conclusões foram também verificadas neste trabalho e são apresentadas no ponto 4.2.1.2.

2.5.3.3 – Efeito da sobreconsolidação

Hardin e Black, em 1969, concluíram que a variação do módulo de distorção dinâmico se dava sob diferentes expoentes de tensão efectiva de confinamento variando aproximadamente entre 0 e 1/2. A Figura 25.5 mostra o efeito da sobreconsolidação também traduzida pela Equação 25.13.

$$G_{din} = 3230 \frac{(2,97-e)^2}{(1+e)} \times OCR^K \sqrt{\sigma_0} \quad (25.13)$$

em que:

OCR é o grau de sobreconsolidação;

σ_0 é a tensão de repouso;

$K = (0,5 - n)$;

n é o expoente da tensão efectiva de confinamento na zona sobreconsolidada.

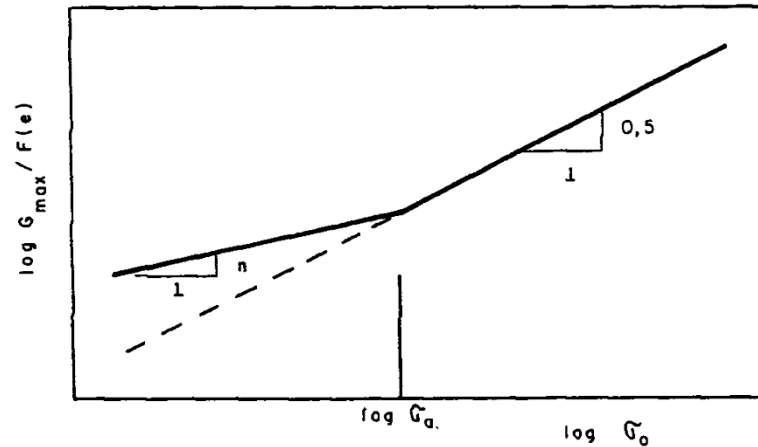


Figura 25.5 – Efeito da sobreconsolidação (Barros, 1997)

Estudos posteriores levam a crer que existe uma redução do módulo de distorção dinâmico em provetes sobreconsolidados de areias sob estados de tensão anisotrópicos.

2.5.3.4 – Efeito da granulometria e características das partículas

O efeito provocado pela forma das partículas é pequeno mas relevante já que influencia o índice de vazios que por sua vez afecta directamente os valores do módulo de distorção. Edil e Luh (1978) observaram efeitos da forma da partícula para estimar valores de G_{din} a partir da pressão de confinamento, achatamento, curvatura e índice de vazios. Verificaram que quanto maior o arredondamento das partículas menor seria o valor de G_{din} .

Hardin e Richart (1963), Krizek *et al.* (1974), Iwasaki e Tatsuoka (1978) indicaram também que o tamanho e a uniformidade da dimensão das partículas não têm efeito no valor de G_{din} , a não ser indirectamente, através da gama dos índices de vazios possíveis (Ferreira, 2003). Foi verificado porém (Iwasaki e Tatsuoka, 1978) que o módulo de distorção dinâmico é influenciado pelo coeficiente de não uniformidade e pelo teor em finos, diminuindo com estes.

2.5.3.5 – Efeito da cimentação artificial

Acar e El-Tahir (1986) iniciaram uma investigação que visava estudar o efeito provocado pela cimentação artificial nos valores de G_{din} , considerando uma areia de Monterey. Concluíram que a seguinte equação expressa o módulo de distorção dinâmico dessa mesma areia.

$$G_{c,din} = R \times G_{din} \quad (25.14)$$

em que:

$G_{c,din}$ é o módulo de distorção dinâmico do solo cimentado;

R é uma razão de rigidez;

O valor de R provou ser afectado pelo índice de vazios e pelo teor em cimento

Concluíram também que era possível obter o valor de $G_{c,din}$ para areia cimentada em função do módulo de distorção da areia não cimentada, como podemos verificar pela Equação 25.15.

$$G_{c,din} = G_{din} + \Delta G_{din} \quad (25.15)$$

Assim como a razão de rigidez, o índice de vazios e o teor em cimento afectam o módulo. Juntamente com os factores anteriormente mencionados, o efeito da tensão de confinamento provoca um aumento do módulo, já que este aumenta quando aumentado o teor de cimento.

Acar e El-Tahir (1986), numa investigação sobre o efeito da cimentação no módulo de distorção, verificaram que é possível remover o efeito da consolidação utilizando um factor corrector do efeito do tempo. No entanto, os efeitos da compacidade relativa e do grau de cimentação não foram eliminados. Estes últimos influenciaram significativamente a redução do módulo de distorção dinâmico. A conclusão é repetida e cada vez mais, ganha contornos definitivos. O módulo está intrinsecamente relacionado com o grau de cimentação e índice de vazios mais do que quaisquer outros factores.

No caso da areia cimentada existe uma redução significativa do módulo de distorção comparada com a areia não cimentada como prova a Figura 25.6 com o progressivo aumento da deformação.

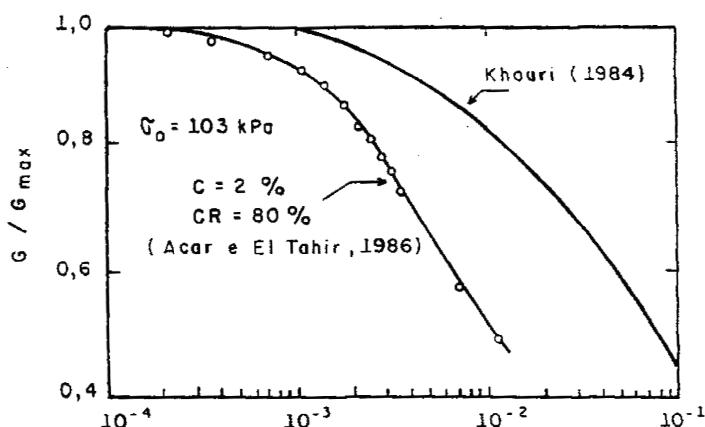


Figura 25.6 – Comparação entre as curvas de redução do módulo normalizados de uma areia cimentada e areia não cimentada (Barros, 1997)

Publicados recentemente, os ensaios de Stokoe *et al.* (1992) corroboram as conclusões citadas anteriormente.

2.5.3.6 – Efeito da frequência e tipo de excitação

O valor de G_{din} não é influenciado pelo número de ciclos de carregamento de baixa amplitude. Durante várias investigações, nem Hardin e Richart (1963) nem Hardin e Black (1969) observaram alterações provocadas pela frequência no solo de G_{din} . Uns anos mais tarde, Isenhowe e Stokoe (1981) verificaram que a velocidade de deformação cíclica influenciava os valores do módulo de distorção dinâmico.

Em 1988, durante uma investigação sobre as propriedades dinâmicas dos solos, diversos autores como Aggour *et al.*, Amini *et al.* concluíram que o tipo de vibração não influencia os valores de G_{din} , tanto para areias como para argilas. Os mesmos autores investigaram o efeito da frequência na velocidade de deformação, conduzindo ensaios de coluna ressonante e ensaios torsionais cíclicos e para todos, os resultados foram inconclusivos.

Iwasaki (1978) concluiu que os ensaios de coluna ressonante e com transdutores ultra-sónicos apresentavam módulos distorcionais sem grandes diferenças. Onze anos mais tarde, Bolton e Wilson (1989) conduziram os mesmos ensaios, praticando, no entanto, muito baixas frequências. Verificaram

que, em condições estacionárias e independentemente da frequência, obtinham o mesmo comportamento. Posteriormente Ray e Woods (1988) procederam à mesma investigação, na qual não encontraram resultados diferentes, desde que o efeito do número de ciclos não seja significativo.

Aggour *et al.* (1988) verificaram nos seus estudos que o tipo de vibração não altera os valores do módulo de distorção dinâmico. Estes investigadores observaram também que, usando o equipamento de coluna ressonante, para um carregamento aleatório ou impulsionado, os valores do módulo de distorção dinâmico são menores de que os obtidos aquando o carregamento sinusoidal convencional, tendo em conta a mesma deformação eficaz. Concluíram, então, que a diminuição da frequência provoca um aumento da deformação.

O presente ponto é fundamental para algumas das conclusões apresentadas no último capítulo, pois os resultados da presente investigação vão de encontro a algumas das conclusões retiradas por alguns destes autores.

2.5.3.7 – Efeito do grau de saturação

Biot (1956), citado por Richart *et al.* (1970), desenvolveu uma teoria sobre a propagação de ondas em solo saturado. A presença de água nos vazios do solo exerce influência nas velocidades de propagação das ondas de compressão, no entanto não produz uma significativa alteração nas velocidades das ondas transversais. O valor de V_S , de acordo com Biot (1956) é obtido pela Equação 25.16.

$$V_S = \sqrt{\frac{G_{din}}{\rho_S + \frac{\rho^* \times \rho_A}{\rho^* + \rho_A}}} \quad (25.16)$$

em que:

ρ_S é a massa volúmica das partículas sólidas;

ρ^* é a massa volúmica da água;

ρ_A é a massa volúmica de uma massa aparente adicional que está relacionada ao acoplamento entre a água e a estrutura elástica.

Qian *et al.* (1993) chegaram à conclusão que o aumento da tensão de confinamento pressupõe uma diminuição da máxima razão, do módulo de distorção pelo módulo de distorção dinâmico, e que a pressão de consolidação não influencia o grau de saturação óptimo como se pode verificar na Figura 25.7.

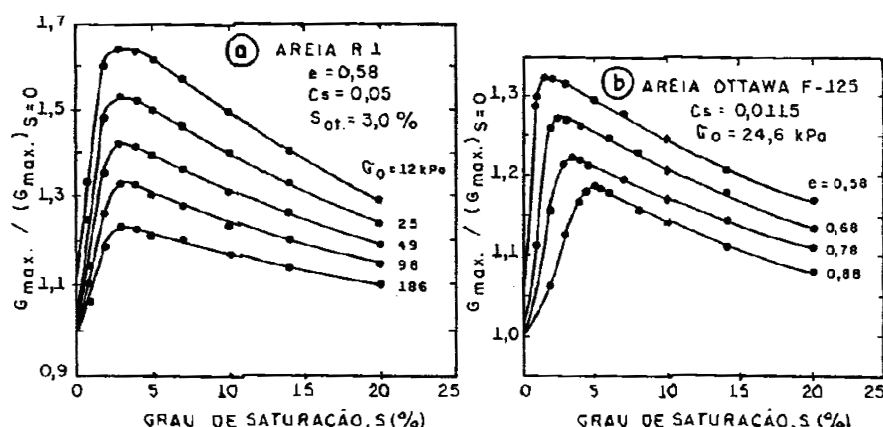


Figura 25.7 – $G_{din}/G_{din,s=0\%}$ em função do grau de saturação: a) diferentes tensões de confinamento; b) diferentes índices de vazios (Barros, 1991; adaptado de Qian *et al.*, 1993)

2.5.3.8 – Efeito de um intercepto coesivo natural

Viana da Fonseca (1996) durante a investigação de um maciço de solo residual de granito proveniente do Porto investigou alguns destes efeitos. Os solos residuais são caracterizados por terem uma curva granulométrica extensa e possuir, apesar de pequena, uma coesão natural. Os estudos efectuados pelo autor concluíram:

- quando realizados ensaios *cross-hole* entre furos próximos, os resultados foram homogéneos e de moderado crescimento no que diz respeito aos valores de G_{din} em profundidade;
- os valores do módulo de distorção dinâmico são superiores em solos naturalmente cimentados e a sua dependência em relação à tensão efectiva de repouso é menor, considerando os valores de G_{din} respeitadores das leis de variação com o estado de tensão efectiva de repouso.

2.5.3.9 – Efeito da temperatura

Anderson e Richart (1974) fizeram um único estudo sobre o efeito temperatura, chegando à conclusão, através de ensaios de coluna ressonante, que esta teria uma pequena influência na velocidade de propagação das ondas transversais e consequentemente no valor do módulo de distorção dinâmico.

Posteriormente concluíram também que o aumento brusco da temperatura fazia com que V_S diminuísse rapidamente. No entanto, depois de aquecer o provete no decorrer da drenagem, os valores V_S voltaram ao normal. As causas destas alterações foram atribuídas às variações de pressão neutra, sendo os seus efeitos temporários se a drenagem do material for permitida.

2.5.3.10 – Efeito do tempo

Athanasopaulos e Richart (1981) investigaram o efeito da fluência e pressupuseram que a deformação do solo é unicamente distorcional e concluíram que os valores de G_{din} só são afectados pelo efeito da fluência quando expostos a modificações da tensão efectiva ou do índice de vazios. O efeito do tempo tem um efeito indirecto no G_{din} . A fluência provocada por longos períodos de tempo faz com que as tensões efectivas aplicadas reduzam. Este fenómeno induz um determinado grau de sobreconsolidação que é tanto gravoso quanto maior for o intervalo de tempo considerado.

De acordo com o ilustrado na Figura 25.7 conclui-se que com o aumento do índice de vazios verifica-se uma diminuição da máxima razão de módulo de distorção dinâmico e um aumento do grau de saturação, mantendo constantes todos os restantes factores.

Grãos de solos menores que a malha do peneiro #400 têm um grau de saturação óptimo diferente dos remanescentes. Tanto os valores do teor em água óptimo como a máxima razão de módulo distorção dinâmico aumentam com o incremento de finos.

Comparando grãos de areia moída e grãos de areia arredondados, assumindo o mesmo diâmetro médio, a máxima razão de módulo e o grau de saturação são preferencialmente afectados pelo formato dos grãos maiores em ambas as situações.

Em conclusão, a máxima razão de módulo de distorção dinâmico amplia com o aumento da angulosidade dos grãos, da fracção que passa no peneiro #400, do índice de vazios e da pressão de confinamento. O grau de saturação óptimo aumenta com o aumento do índice de vazios, a angulosidade da areia e o teor de finos.

G_{din} aumenta na razão do aumento da sucção e de diminuição do índice de vazios, no entanto, depois de um certo ponto, G_{din} diminui ou permanece constante, apesar do aumento da sucção e da diminuição do índice de valores.

2.5.4 – DIFERENÇAS ENTRE OS RESULTADOS OBTIDOS EM CAMPO E LABORATÓRIO

A importância do factor tempo conduziu a uma investigação levada a cabo por Cunney e Fry (1973), da qual resultou a conclusão de que o módulo de distorção *in situ* e os obtidos em laboratório variavam de +50% a -50%. Na maior parte dos casos, essas diferenças foram atribuídas aos erros derivados da perturbação da amostra.

Anderson e Stokoe (1978) introduziram um procedimento que permitiu comparar os resultados obtidos em campo com os de laboratório inserindo o efeito do tempo ocorrido *in situ*. Para estimar módulos a baixas amplitude *in situ* partir de ensaios laboratoriais a conduta a adoptar deve medir o G_{din} no final da consolidação primária. De seguida avalia-se o efeito do tempo a longo prazo I_G a partir de ensaios ou correlações empíricas. Na Equação 25.17 está demonstrada a formulação matemática do método.

$$(G_{din})_{campo} = (G_{din})_{primário} + F_A \times I_G \quad (25.17)$$

$$F_A = \log \left(\frac{t_c}{t_p} \right) \quad (25.18)$$

em que:

t_c é o intervalo de tempo percorrido desde o início da mais recente mudança significativa na história de tensões;

t_p é o intervalo de tempo para completar a consolidação primária no local em consequência da variação de tensão.

O valor do módulo de distorção pode diminuir em mais de dez vezes quando passa de amplitudes de distorção de $10^{-3}\%$ para 1%, situação que pode ser verificada na comparação do módulo de distorção em condições *in situ* ou em laboratório. Verifica-se uma vez mais, que G_{din} é significativamente influenciado pela deformação. Ensaios de campo apenas podem determinar valores de módulos de distorção máximos do solo quando este é exposto a baixas deformações de corte o que nem sempre é possível devido às grandes energias utilizadas de forma a permitir leituras dos geofones.

O ensaio com coluna ressonante representa o método mais universalmente aceite para determinar G_{din} , normalmente utilizado na determinação do módulo de distorção dinâmico do solo a níveis de deformação entre 10^{-6} e 10^{-4} . Utilizam-se também abordagens laboratoriais, das quais são exemplos o triaxial, corte simples e o torsional cíclico.

2.6 – ONDAS SÍSMICAS

2.6.1 – ENQUADRAMENTO

A propagação de uma qualquer perturbação através de um qualquer meio é um fenómeno bem conhecido e pertence à categoria daqueles que são observados por todas as pessoas, independentemente da sua formação ou curiosidade científicas. Entre as manifestações mais comuns desse fenómeno, destacam-se a transmissão do som através do ar ou a propagação de ondas num qualquer charco após o impacto de uma pedra.

Estes fenómenos, que conhecemos desde crianças, têm sempre origem na perturbação localizada e aguda no meio e na propagação através desse mesmo meio. Os exemplos referidos anteriormente acontecem em meios contínuos gasosos (ar), e líquidos (água), mas também poderão acontecer em outros meios, requerendo, para tal, uma observação científica mais cuidada. Encontram-se neste caso a propagação de abalos sísmicos através do subsolo do planeta (meios sólidos) ou ainda a transmissão de ondas de rádio (espaço extra-atmosférico).

A base para o trabalho que agora foi desenvolvido assenta no estudo da propagação de ondas através de sólidos. Embora a Mecânica de Sólidos e Fluidos tenda a considerar que estes meios são contínuos, considera-se útil, para o desenvolvimento dos estudos que foram realizados na base da propagação de perturbações através de sólidos, o estabelecimento de um modelo constituído por elementos discretos, consistindo em séries de massas e apoios.

Utilizando este modelo simples, torna-se facilmente verificável o papel dos parâmetros referentes à massa e à rigidez do meio na variação da velocidade de propagação. Assim, se a rigidez dos apoios conectores aumentar, ou ainda se a massa volúmica do meio aumentar, é de esperar um aumento da velocidade de propagação das ondas. A perturbação espalha-se através do meio em modo tridimensional. Considerando a existência de uma crista na onda, os elementos à frente dessa crista não terão experimentado qualquer excitação, enquanto os elementos atrás da crista terão oscilado e poderão ainda continuar em movimento durante mais algum tempo.

A propagação de ondas num meio sólido difere da que se verifica num fluido. Em ambos os meios, o movimento das partículas verifica-se na mesma direcção que o movimento da onda. No entanto, no caso da propagação num meio sólido, verifica-se que o sólido poderá transmitir reacção de corte, tornando-se o movimento das partículas transversal ao movimento da onda. A propagação de ondas através de sólidos ou fluidos não é contínua. De facto, as ondas acabarão por interagir com limites. No caso de um meio sólido, uma simples onda, seja ela de compressão ou de corte, produz uma onda de compressão e uma outra onda de corte cada vez que encontra um limite, o que não ocorre no caso dos meios fluidos. A contínua reflexão e propagação de ondas num sólido limitado produz o equilíbrio estático do sólido.

A propagação de ondas em sólidos poderá ser descrita de acordo com três categorias:

- Ondas elásticas, em que as deformações nos materiais ocorrem de acordo com a Lei de Hooke;
- Ondas viscoelásticas, onde ocorrem deformações viscosas e elásticas;

- Ondas plásticas, onde os limites de deformação dos materiais é excedido.

As aplicações concretas do fenómeno de propagação das ondas em sólidos são conhecidas desde sempre. É reconhecida a aplicação da teoria das ondas elásticas no estudo de estruturas após o impacto de esforços no material. Verificam-se também aplicações na metalurgia, para obtenção de materiais através de processos explosivos ou de fundição e rebitagem através de som ou ultra-sons. Uma das aplicações mais interessantes desta teoria reside na aplicação de um feixe de ondas de baixa energia, com uma frequência elevada, num material, e observando e registando os efeitos da propagação e reflexão dessa energia.

O efeito piezoeléctrico, observado em alguns materiais, resulta da aplicação de um campo eléctrico sobre um material, causando neste um esforço mecânico, ou inversamente, em que a aplicação de um esforço produz um campo eléctrico. Na prática, este efeito significa que um impulso eléctrico poderá promover um impulso mecânico, possibilitando desta forma a sua detecção. As aplicações destes efeitos e propriedades dos sólidos são inúmeras e bastante interessantes. Destacam-se, desde logo, as possibilidades de aplicação da introdução de um impulso de ultra-sons num sólido. O estudo da propagação, reflexão e atenuação dos ultra-sons, permite a determinação de constantes de elasticidade e características de amortecimento.

O estudo das propriedades de um sólido é habitualmente conduzido através da utilização de um transdutor, que transforma um sinal eléctrico num sinal mecânico fazendo-o propagar através de um sólido. Após um determinado período de tempo, correspondente ao intervalo de percurso da onda no sólido recupera-se este sinal, através de outro transdutor. Com este procedimento, obtêm-se vários tipos de linhas de atraso, permitindo o estudo das propriedades do sólido e dos materiais que o compõem.

Muitas outras aplicações do estudo dos fenómenos de propagação das ondas têm vindo a verificar-se. Algumas das mais interessantes verificam-se na introdução artificial de ondas no subsolo, estudando descontinuidades ou velocidades de propagação. Para além de constituírem uma ferramenta essencial no estudo e previsão de fenómenos sísmicos, esta metodologia concorre ainda para a detecção de lençóis e depósitos de hidrocarbonetos líquidos ou gasosos.

O estudo científico da propagação de ondas será tão antigo como a origem das ciências, ou seja, terá sido iniciado na antiguidade greco-romana. Com efeito, já Pitágoras se debruçou sobre a vibração de cordas e a origem de sons musicais, em trabalhos que foram retomados por Galileo Galilei já no século XVII, que, entretanto, estudou os fenómenos da ressonância. Algumas décadas mais tarde, Newton contribuiu decisivamente para a compreensão dos fenómenos da propagação do som e mediu a velocidade de propagação das ondas na água. Bernoulli, já no século XVIII, desenvolveu o princípio da sobreposição e aplicou-o às vibrações observadas em cordas. No século XIX, Poisson e Cauchy investigaram separadamente a propagação de ondas através de um sólido elástico, descobrindo e descrevendo dois tipos de ondas: longitudinais e transversais. No final do mesmo século, Rayleigh e Lamb desenvolveram a equação de frequências para ondas numa placa, de acordo com a teoria da elasticidade exacta.

Nos dias de hoje, os principais contributos científicos nesta matéria têm sido obtidos no desenvolvimento de técnicas aproximadas para a análise da difracção, bem como na análise da propagação de impulsos em placas e barras. Como é de esperar, a introdução de computadores e outros equipamentos digitais, bem com a existência de equipamentos electrónicos de elevada precisão e fáceis de manipular promoveram um enorme avanço nos estudos dos fenómenos de propagação de ondas em sólidos e outros materiais.

2.6.2 – ONDAS E VIBRAÇÕES COM UM GRAU DE LIBERDADE

A análise matemática dos fenómenos de propagação de ondas poderá revestir-se de uma grande complexidade, que resulta da complexidade geométrica dos sistemas envolvidos. No entanto, a corda tensa, um sistema com um único grau de liberdade, representa a base de muitos problemas de propagação de ondas, e pode ser analisado com recurso a uma equação de referência simples.

A utilização de sistemas com um único grau de liberdade para efeitos de investigação, não se esgota na simplicidade e na possibilidade de extrapolação das conclusões obtidas para sistemas mais complexos. De facto, este estudo apresenta frequentes motivações práticas, que poderão ir do estudo de instrumentos musicais de cordas até à dinâmica de linhas de transporte de energia eléctrica ou ainda ao estudo de novos tecidos e fibras. O desenvolvimento de uma equação de referência para a propagação de ondas através de sistemas com um único grau de liberdade passa pela simplificação do meio, considerando, em primeiro lugar, que se trata de sistemas excepcionalmente longos (infinitos ou semi-infinitos), evitando o problema da reflexão nas fronteiras do sistema.

Na Figura 26.1, considera-se um elemento diferencial de uma corda tensa sob uma tensão T . Considera-se que qualquer variação de tensão devida ao deslocamento da corda é negligenciável. A densidade de massa por unidade de comprimento é ρ e o peso externo é $q(x, t)$.

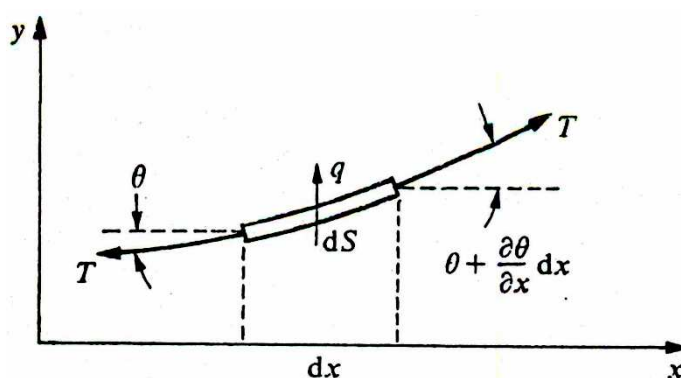


Figura 26.1 – elemento infinitesimal de uma corda em vibração (Tipler, 2006)

A equação do movimento na direcção vertical resultante é:

$$-T \sin(\theta) + T \sin\left(\theta + \frac{\partial \theta}{\partial x} dx\right) + q ds = \rho ds \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \quad (26.1)$$

2.6.3 – ONDAS DE COMPRESSÃO EM PROVETES ESBELTOS

2.6.3.1 – Introdução

O estudo matemático do movimento das ondas longitudinais em peças lineares esbeltas promove algumas considerações relevantes, tendo em atenção as aparentes semelhanças com a análise matemática do comportamento das ondas transversais num sistema físico com um único grau de liberdade. Uma dessas considerações tem a ver com a relevância do impacto mecânico em peças lineares esbeltas, que resultam em dificuldades na abordagem analítica, que não se verificam nos sistemas de um único grau de liberdade. Uma peça linear, um provete, por exemplo, enquanto sistema estrutural real, é utilizado para o estudo de variáveis significativas, como sejam a tensão, a energia e a velocidade das partículas. Há ainda a considerar o impacto de efeitos no provete na equação de referência que não se verificam na equação de propagação de ondas nos sistemas de um só grau de liberdade.

A teoria de referência aplicada a peças lineares esbeltas é baseada em considerações da resistência de materiais e teoria das peças lineares, em que o relevo é colocado no movimento de um elemento da estrutura, em vez de se considerarem as equações da elasticidade.

Na Figura 26.2, encontra-se o esquema de um provete prismático simples. Na figura, x representa uma secção transversal do provete e $u(x, t)$ representa o deslocamento longitudinal dessa secção. Presume-se que o provete se encontra sujeito a um campo de tensões $\sigma(x, t)$ que varia dinamicamente. Uma força $q(x, t)$ por unidade de volume está também presente, como se pode verificar na figura.

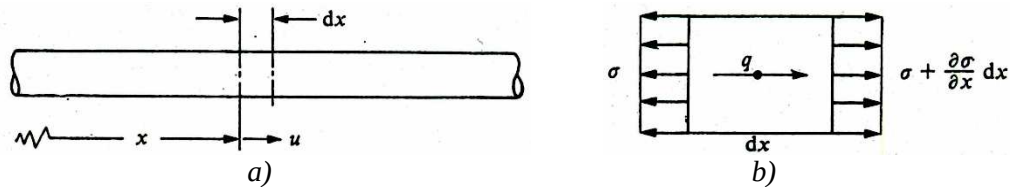


Figura 26.2 – exemplo de um provete esbelto: a) coordenada x e deslocamento u ; b) vibração num elemento infinitesimal (Graff, 1991)

Assim, a equação de movimento na direcção x é:

$$-\sigma A + \left(\sigma + \frac{\partial \sigma}{\partial x} dx \right) A + q A dx = \rho A dx \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (26.2)$$

em que:

A é a área da secção do provete, que se mantém constante (provette prismático). Assume-se um valor positivo para a tensão. A equação anterior poderá reduzir-se a:

$$\frac{\partial \sigma}{\partial x} + q = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (26.3)$$

Partindo do pressuposto que o material do provete apresenta um comportamento elástico, e que portanto seguirá a lei de Hooke, em que $\sigma = E \times \varepsilon$, em que E é o módulo de elasticidade e ε representa a extensão axial, definida através da expressão $\varepsilon = \partial u / \partial x$ obtém a Equação 26.4 na sua forma reduzida.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(E \frac{\partial u}{\partial x} \right) + q = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (26.4)$$

Considerando ainda a homogeneidade do provete, então E e ρ não variam com a secção transversal do provete, deste modo é possível escrever a Equação 26.4.

$$E \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + q = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (26.5)$$

Conforme se poderá verificar, a Equação 26.5 é em tudo semelhante à equação encontrada para um sistema com um único grau de liberdade (Equação 26.1). Para além das restrições mencionadas, como sejam a forma cilíndrica do provete e a sua continuidade, é também assumido que as secções planas e paralelas do provete se mantêm planas e paralelas ao longo da estrutura.

Durante este exercício, foi assumida a existência de uma tensão uniaxial. O efeito de *Poisson* implica o desenvolvimento de expansões e contracções laterais a partir da tensão axial. Abstraindo a presença de forças, a Equação 26.5 anterior assume o aspecto da equação de onda, já conhecida.

2.6.3.2 – Características básicas de propagação

Partindo da Equação 26.5, referência da propagação de onda, obtém-se a Equação 26.6.

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = \frac{1}{c_0^2} \times \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (26.6)$$

$$c_0 = \sqrt{\left(\frac{E}{\rho}\right)} \quad (26.7)$$

em que:

c_0 é a velocidade de propagação das ondas de compressão em provetes esbeltos.

Considera-se assim, e partindo da solução de d'Alembert, que as ondas longitudinais se propagam num provete esbelto a uma velocidade c_0 , sem distorções. A velocidade de propagação c_0 é frequentemente designada por velocidade de barra ou velocidade de peça linear, distinguindo-se assim de outras velocidades de ondas de compressão para outro tipo de materiais ou estruturas.

Conforme foi mencionado anteriormente, são observáveis expansões ou contracções laterais num provete esbelto, por acção da propagação de um impulso, por influência do efeito de *Poisson*. Esse efeito encontra-se representado na Figura 26.3, numa representação gráfica excessiva.

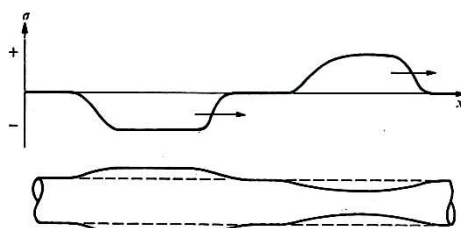


Figura 26.3 – Ilustração da expansão e contracção de *Poisson* resultante de uma vibração longitudinal (Tipler, 2006)

A velocidade de propagação da partícula na barra é dada pela Equação 26.8.

$$v(x, t) = -\frac{c_0}{E} \sigma(x, t) \quad (26.8)$$

2.6.3.3 – Reflexão e transmissão em fronteiras

Embora seja legítimo considerar condições de fronteira para provetes esbeltos existem alguns aspectos distintivos a ponderar. Considerando apenas condições de fronteira em bordos livres, poderá verificar-se que um impulso de reflexão surge em oposição ao impulso do incidente. A Figura 26.4 demonstra graficamente a situação.

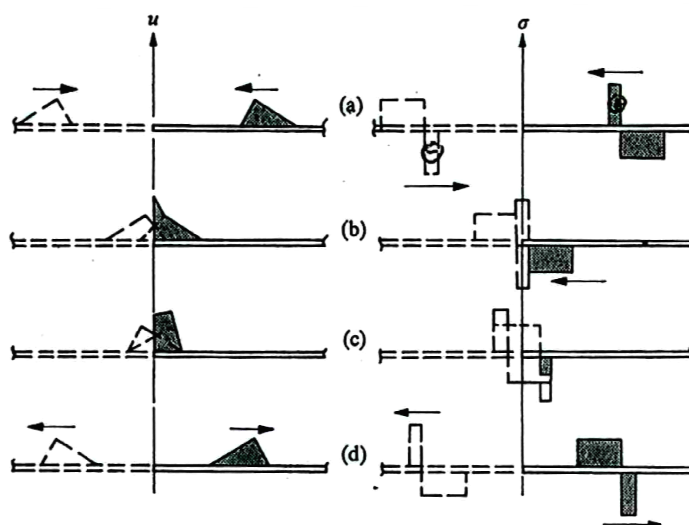


Figura 26.4 – Deslocamento de um sistema de propagação, interacção e reflexão com as extremidades num provete de bordos livres (Graff, 1991)

Na Figura 26.4a) encontra-se representada a propagação através do sistema. Nas Figuras 26.4b) e 26.4c) encontram-se representados os passos de interacção. Nestes passos, verifica-se um efeito de duplicação. Esse efeito, porém, não poderá ser atribuído à tensão, mas sim ao deslocamento no final, uma vez que a tensão será sempre nula. Na Figura 26.4d) finalmente, verifica-se a existência do impulso de reflexão, oposto ao impulso do incidente. Desta forma, a compressão resultou em tensão. O reverso da tensão é uma característica específica dos sistemas de bordos livres. Por outras palavras, se a onda do incidente é de compressão, a onda de reflexão é de tensão.

Esta implicação determina um conjunto de aplicações práticas. Uma das experiências mais típicas para a determinação das características de um impulso utiliza o fenómeno descrito por Hopkinson (1914), partindo da instalação de um pequeno testemunho a um provete através de uma camada fina de óleo. Este sistema de interface permite a transmissão da compressão mas não a da tensão. Quando a onda de compressão atinge o final do provete, é transmitida através do interface, revertendo o sinal. Quando a força no testemunho passa da compressão para zero e tenta passar a tensão, o testemunho destaca-se violentamente do provete. Estudando o comportamento do testemunho nestas condições, é possível estabelecer as características de cada impulso fornecido ao provete.

O estudo deste fenómeno pode incluir outras aplicações, sobretudo no campo da determinação das forças de tensão dinâmica em materiais quebradiços. Aí, as fracturas ocorrem com violência no final dos provetes de teste, provocando o deslocamento violento de partículas.

Outras aplicações interessantes são de relatar, como sejam as referentes ao estudo de impactos de projecteis em solos, ou ainda as que partem da constatação que a propagação de ondas de tensão através de maciços espessos de ardósia apresentam o mesmo comportamento que o verificado em provetes de bordos livres.

2.6.3.4 – Vibração em bordos livres

A análise de vibrações livres em provetes finitos segue as mesmas considerações que a que se efectuou para sistemas de um só grau de liberdade.

Numa equação, em que uma qualquer peça linear de comprimento l , submetida a constrangimentos entre $x = 0$ e $x = l$, apresentará um movimento descrito através da Equação 26.9.

$$u(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} (A_n \sin(\omega_n t) + B_n \cos(\omega_n t)) \times U_n(x) \quad (26.9)$$

em que:

$U_n(x)$ corresponde aos modos normais de uma peça esbelta. As condições fronteira para essa peça poderão assumir as formas de livre-livre, livre-fixo, fixo-fixo entre outras. Considera-se um provete livre-livre quando as condições fronteira podem ser expressas através da Equação 26.10.

$$\frac{\partial u(0, t)}{\partial x} = \frac{\partial u(l, t)}{\partial x} = 0 \quad (26.10)$$

Partindo da equação de onda homogénea, e substituindo nas condições fronteira, em que $C = 0$, as frequências naturais poderão assim ficar expressas através da seguinte expressão:

$$\omega_n = \frac{n\pi c_0}{l} \quad (n = 0, 1, 2, \dots) \quad (26.11)$$

A utilização deste exemplo permite interpretar com facilidade os modos em termos dos deslocamentos longitudinais na peça linear e permite aplicações em fenómenos de ressonância longitudinal. Os modos normais para as primeiras três frequências naturais encontram-se representados graficamente na Figura 26.5. Os deslocamentos longitudinais através de uma peça linear estão representados em ordenada. As setas indicam o sentido do movimento das partículas.

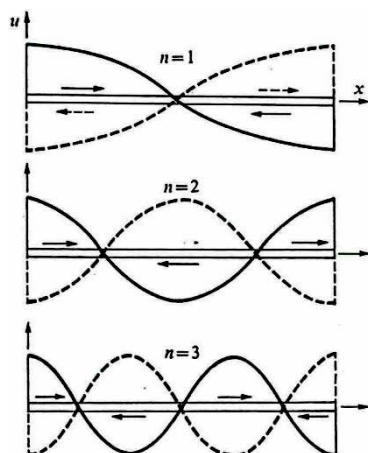


Figura 26.5 – Os primeiros três modos de ressonância longitudinal de um provete com ambas as extremidades livres (Tipler, 2006)

O primeiro modo, correspondente a meio ciclo, apresenta, desde logo, um valor de frequência bastante elevado. Os fenómenos de ressonância longitudinal ocorrem geralmente com frequências deste tipo. Os transdutores, que convertem energia eléctrica em vibrações mecânicas longitudinais, foram desenvolvidos de acordo com a teoria das peças lineares.

Para o estudo do comportamento das ondas em provetes esbeltos, é habitual colocar-se um disco piezoeléctrico (ou vários) no nó de junção de uma barra de semi-comprimento de onda. Quando é aplicado um campo eléctrico, o disco piezoeléctrico provoca um deslocamento mecânico. Aplicando uma voltagem até à frequência de ressonância do sistema, obtém-se uma vibração. Este sistema encontra-se representado na Figura 26.6.

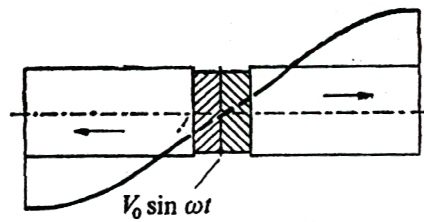


Figura 26.6 – Ilustração simplificada de um meio período de onda de um transdutor ultra-sónico de amplificação V_0

2.6.3.5 – Impacto longitudinal

A colisão mecânica de dois sólidos produz ondas de impacto. Este impacto longitudinal entre duas peças lineares depende das propriedades dos materiais, da geometria do impacto e da sua velocidade. A força resultante do impacto e a concomitante propagação ondular são os decisivos aspectos do estudo. Para ensaios de impacto longitudinal em provetes, considerou-se o modelo experimental baseado na barra de *Hopkinson*, que é caracterizada por utilizar células de carga de elevado comprimento sem constrangimento no seu movimento axial.

A Figura 26.7, abaixo representada, ilustra o diagrama de ondas resultante do impacto entre duas peças lineares não semelhantes.

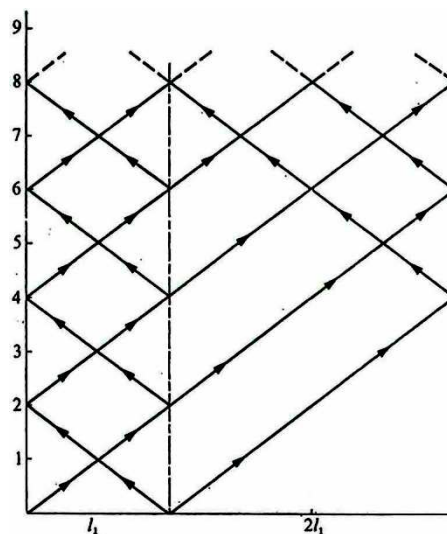


Figura 26.7 – Diagrama característico de frentes de onda para um impulso que se propaga em dois provetes com rigidezes distintas (Graff, 1991)

2.6.3.6 – Vibrações axissimétricas

Investigadores como Davies (1948) e Kolski (1949), através de estudos de análise de impulsos agudos em peças lineares cilíndricas, associaram a presença de deslocamentos constantes e independentes do tempo à propagação instantânea de distúrbios. Confrontando os resultados esperados de acordo com a teoria exacta e a teoria de Love (1927) com os resultados experimentais, conclui-se que os efeitos da inércia lateral são responsáveis pelo comportamento oscilatório inicial do impulso provocando picos ressonantes axissimétricos.

2.6.3.7 – Dispersão

As vibrações e ondas em sistemas de um só grau de liberdade ou em peças lineares simples, têm vindo a ser analisadas partindo do princípio que os impulsos se propagam sem qualquer distorção. A equação de referência para estas ondas, a equação de onda, é particularmente simples. No caso em que o meio sobre o qual vibra a corda é elástico, a equação de onda é ligeiramente diferente e torna-se aparente o efeito de dispersão. A equação de onda, prevendo o efeito de dispersão e na ausência de outros efeitos colaterais será expressa da seguinte forma:

$$\frac{\partial^2 y}{\partial x^2} - \frac{k}{T} y = \frac{1}{c_0^2} \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} \quad (26.12)$$

em que:

$$c_0 = \sqrt{T/\rho}.$$

Numa equação deste tipo, é verificável a existência de distorções na propagação do impulso. A análise deste efeito parte da determinação das condições para a ocorrência de ondas harmónicas.

Os resultados do desenvolvimento matemático das equações apresentadas anteriormente, utilizando uma solução do tipo $y = Ae^{i(yx - \omega t)}$ permitem demonstrar que uma onda harmónica de frequência ω apenas poderá propagar-se a uma velocidade c_0 , de acordo com $\omega = \omega(t)$. Neste caso cada componente harmónica propaga-se com a mesma velocidade.

As frequências resultantes da velocidade de propagação, a distorção de impulsos são aspectos de sistemas dispersivos, que encontram a sua fundação na presença de meios elásticos. As consequências da dispersão e os seus efeitos são relevantes para o estudo de um conjunto de situações abundantes e a sua aplicação em aspectos práticos. O conceito por detrás do estudo destes efeitos é o de velocidade de grupo. O conceito de velocidade de grupo poderá ser expresso através da expressão:

$$c_g = c - \lambda \frac{dc}{d\lambda} \quad (26.13)$$

em que:

c_g é a velocidade de grupo;

c é um valor em função de $2\pi/\lambda$.

2.6.4 – ONDAS TRANSVERSAIS, CORTE OU S EM PROVETES ESBELTOS

2.6.4.1 – Introdução

No que concerne às ondas transversais, nestas as partículas movimentam-se numa direcção perpendicular ao sentido de propagação da onda, através de dois tipos de movimento, classificados tendo em conta a sua direcção de polarização. Neste sentido, as ondas secundárias subdividem-se em ondas verticalmente polarizadas (designadas SV) e ondas horizontalmente polarizadas (apeladas de SH), o que lhes confere dois graus de liberdade, sem prejuízo de um vector comum assente na propagação por meio de movimentos meramente distorcionais, sem qualquer variação de volume.

A teoria analítica que explica o movimento transverso em peças lineares, resultante do exercício de flexão, baseia-se na teoria de Bernoulli/Euler de vigas. O sistema resultante desta aplicação é um sistema disperso, em contraste com a equação de onda atrás mencionada para movimentos longitudinais em peças lineares.

A aplicação da hipótese básica da teoria de Bernoulli/Euler implica considerar-se que perante a flexão as secções transversais planas perpendiculares ao eixo da viga permanecem perpendiculares ao eixo neutro. A equação para o movimento transversal numa viga ou provete esbelto tem a forma da Equação 26.14.

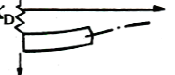
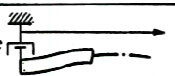
$$\frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + \frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = 0 \quad a^2 = \frac{EI}{\rho A} \quad (26.14)$$

Considerando o material da viga ou provete homogéneo e a secção da peça linear constante. Conforme se poderá facilmente verificar o formato da Equação 26.13 é distinto do formato da equação de onda. Uma restrição fundamental deve ser considerada, partindo ainda da teoria básica de Bernoulli/Euler. Conforme ficou referenciado, de acordo com esta hipótese, as secções planas permanecem planas durante a flexão. De acordo com os princípios da resistência de materiais e teoria das peças lineares, na presença de esforços transversos assume-se que se as secções transversais permanecem planas, então a rigidez transversal é infinita ou ainda que deformações de corte poderão ser negligenciadas no sistema.

2.6.4.2 – Reflexão das ondas de corte

As condições base de apoio para um provete com apenas um apoio são: simples, encastrada e livre. Constrangimentos elásticos de fronteira poderão também ser incorporados e expressos em termos de deflexão, torção de molas ou ainda ambas. O Quadro 26.1 exhibe as várias condições fronteira possíveis.

Quadro 26.1 – Representação esquemática e equações fronteira para as diversas possibilidades de apoio (Graff, 1991)

Type	Diagram	Equation
Pinned		$y(0,t)=0$ $\frac{\partial^2 y(0,t)}{\partial x^2}=0$
Fixed		$y(0,t)=0$ $\frac{\partial y(0,t)}{\partial x}=0$
Free		$\frac{\partial^2 y(0,t)}{\partial x^2}=0$ $\frac{\partial^3 y(0,t)}{\partial x^3}=0$
Deflected spring		$\frac{\partial^2 y(0,t)}{\partial x^2}=0$ $-EI \frac{\partial^3 y(0,t)}{\partial x^3} = K_D y(0,t)$
Torsion spring		$y(0,t)=0$ $EI \frac{\partial^2 y(0,t)}{\partial x^2} = K_T \frac{\partial y(0,t)}{\partial x}$
Mass		$\frac{\partial^2 y(0,t)}{\partial x^2}=0$ $-EI \frac{\partial^3 y(0,t)}{\partial x^3} = m \frac{\partial^2 y(0,t)}{\partial t^2}$
Dashpot		$\frac{\partial^2 y(0,t)}{\partial x^2}=0$ $-EI \frac{\partial^3 y(0,t)}{\partial x^3} = c \frac{\partial y(0,t)}{\partial t}$

Considerando as características de reflexão para diversas condições fronteira, a equação que governa estas condições pode ser expressa por:

$$y = Ae^{-i(\gamma_x + \omega t)} + Be^{-i(\gamma_x - \omega t)} + Ce^{-\gamma_x} e^{-i\omega t} + De^{\gamma_x} e^{-i\omega t} \quad (26.15)$$

No caso de uma peça linear de bordo livre, as condições fronteira poderão exprimir-se através da Equação 26.16.

$$\frac{B}{A} = \frac{-1+i}{1+i} = i, \quad \frac{C}{A} = \frac{2i}{1+i} = 1 + i \quad (26.16)$$

O termo C da equação acima exprime um efeito, que aliás é verificável, através da equação que precede a anterior e que se poderá denominar de efeito de ressonância de topo, presente neste tipo de estruturas e em outras bem mais complexas.

2.6.4.3 – Efeitos adversos à propagação

O problema do valor inicial de uma viga finita encontra-se expresso na Equação 26.17, homogénea, que o governa, considerando as condições de fronteira específicas.

$$y(x,t) = \sum_{n=1}^{\infty} (A_n \cos(\omega_n t) + \sin(\omega_n t)) Y_n(x) \quad (26.17)$$

em que:

$Y_n(x)$ são os modos normais para uma peça linear. Considerando que os modos da peça são ortogonais, as constantes A_n e B_n são determinadas de acordo com a aproximação de *Fourier*.

$$y(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \cos(\omega_n t) \int_0^1 f(x) Y_n(x) dx + \frac{\sin(\omega_n t)}{\omega_n} \int_0^1 g(x) Y_n(x) dx \right\} \frac{Y_n(x)}{N} \quad (26.18)$$

No caso de uma viga simplesmente apoiada, sujeita a um impacto de carregamento de curta duração, esse carregamento pode ser expresso através da Equação 26.19.

$$q(x, t) = P\delta(x - \xi)\delta(t) \quad (26.19)$$

Sob a acção de um carregamento constante em movimento a velocidade constante através de um provete, as condições de apoio da peça podem ser expressas pela Equação 26.20.

$$EI \frac{\partial^4 y}{\partial x^4} + \rho A \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} = P\delta(x - Vt) \quad (26.20)$$

2.6.5 – ONDAS DE COMPRESSÃO EM PROVETES POUCO ESBELTOS

2.6.5.1 – Introdução

No que diz respeito às ondas de compressão em provetes pouco esbeltos (igualmente designadas por ondas, primárias, de compressão, ou, sinteticamente, ondas P), pode afirmar-se, para além de apresentarem a mais alta velocidade de propagação, no confronto com as demais ondas sísmicas, que o seu carácter distintivo reside na sua proliferação por meio de movimentos de compressão e extensão, que obedecem a uma direcção longitudinal, semelhante à expansão das ondas sonoras no ar, em paralelo à direcção de propagação da onda. Mais se qualifica este devir por dirigir as dilatações e compressões da integralidade da massa a uma direcção, assim não originando algum tipo de rotação, o que permite concluir, no dizer de Elmore e Heald (1969), que estas ondas são dotadas de somente um grau de liberdade.

Primeiramente, é mister referir que as ondas de tensão e deformação se propagam, a velocidades determinadas, para todas as direcções, tendo por base um ponto num meio elástico. Todavia, quando a distâncias são suficientemente afastadas desse ponto inicial, designado por centro de perturbação, as ondas geradas podem ser qualificadas como ondas P. A expressão que governa o movimento na direcção x das ondas de compressão em provetes pouco esbeltos toma a forma da Equação 26.21.

$$-M\varepsilon \times A + \left(M\varepsilon + \frac{\partial M\varepsilon}{\partial x} dx \right) A + qA dx = \rho A dx \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (26.21)$$

Tomando como verdadeiras todas as considerações apresentadas no ponto 2.6.3.1 a Equação 26.21 pode ser simplificada até a forma:

$$M \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + q = \rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (26.22)$$

À semelhança do que acontece com a Equação 26.5, a equação anterior remete para a Equação 26.1, encontrada para um sistema com apenas um grau de liberdade. No entanto as restrições em causa são bastante diferentes. Apesar de o número de graus de liberdade se manter igual ao das ondas de compressão em provetes esbeltos, as condições da envolvente do meio são intrinsecamente diferentes. A denominação “pouco esbeltos” significa um meio de propagação equiparado a infinito, ou seja, a forma confinante não transforma a forma ou velocidade da onda de compressão ao longo da estrutura.

As diferenças impostas pelas fronteiras do provete não alteram o efeito de *Poisson* que implica as expansões e contracções no provete. A equação de onda familiariza-se com a Equação 26.22 encontrada na ausência de uma tensão aplicada.

2.6.5.2 – Diferenças de propagação entre provetes esbeltos e pouco esbeltos

Inicialmente, salienta-se que o conceito de esbelteza aqui aplicado é ligeiramente diferente do comumente utilizado no cálculo estrutural. A esbelteza é habitualmente representada como uma razão o comprimento da peça linear e a área da secção transversal, considerando as condições de apoio. No presente trabalho, esta razão refere-se não ao comprimento do provete mas ao comprimento de onda, estando este relacionado com o meio e velocidade de propagação.

Uma vez que a deliberação de propagação entre os dois tipos de ondas, apresentados em 2.6.5 e 2.6.3, depende exclusivamente da esbelteza do provete, urge a criação de um critério válido que distinga a presença de cada uma das propagações. Khan *et al.* (2007) estabeleceu o seguinte critério:

$Raio/\lambda \geq 1,12 \rightarrow \text{proвете pouco esbelto}$

$Raio/\lambda \leq 0,12 \rightarrow \text{proвете esbelto}$ (26.23)

Este critério foi utilizado e avaliado no decorrer do presente trabalho.

Simplificadamente, optou-se por denominar a propagação de ondas de compressão em provetes pouco esbeltos como ondas de compressão. Para a propagação de ondas em provetes esbeltos a opção foi, mantendo a designação ensinada por Graff (1991), a denominação de ondas longitudinais. De forma a não saturar alguns gráficos apresentados ao longo do trabalho utilizaram-se as abreviaturas L e P para as ondas longitudinais e de compressão, respectivamente.

Salienta-se que ambas as ondas são longitudinais e de compressão. Esta distinção visa apenas evitar a constante utilização dos termos, “propagação de ondas de compressão em provetes esbeltos” e “propagação de ondas de compressão em provetes pouco esbeltos” para referenciar cada um dos tipos de propagação.

2.6.6 – OUTROS TIPOS DE ONDAS

Situações há, caracterizadas por solicitações dinâmicas, em que o equilíbrio é abalado e comutado por movimento, na medida em que a força aplicada não é difundida imediatamente a todas as partes do meio (Timoshenko e Goodier, 1970). Com efeito, caso típico do que veio de se descrever são os impactos repentinos ou movimentos bruscos, que se qualificam pelos efeitos relatados. Urge proceder a uma sumária análise dos diversos tipos de ondas que cabem de ser abordados nesta sede.

Resulta das investigações de Timoshenko e Goodier (1970) a plausibilidade de outras velocidades de propagação, das quais poderão advir ondas superficiais, coadjuvadas por movimentos sobretudo adstritos a uma estreita camada à superfície. Ponto prévio para a verificação deste postulado é a existência de fronteiras livres ou, alternativamente, ligações entre meios distintos. Apesar de inovadoras, vêm as presentes conclusões corroborar o que foi demonstrado por Love (1927) quando provou que os géneros de ondas que se tem vindo a analisar são os únicos cuja viabilidade se reputa inquestionável num meio infinito, desde que a perturbação inaugural se encontre cingida a uma área endógena. Para além da divisão tipológica entre ondas transversais e de compressão, considera-se necessário trazer à colação a distinção entre ondas *Love* e *Rayleigh*, cujas designações e imputam a quem primeiramente as detectou.

Neste sentido, as ondas *Love* definem-se pela efectivação de um devir de partículas apenas horizontal e perpendicular ao sentido de propagação da onda. Onda essa que unicamente se propaga num meio circunscrito, na sua parte cimeira, pela discrepância solo-ar. E na sua base, através de um meio em que a velocidade da onda secundária é superior à vigente no primeiro meio descrito.

Por outro lado, a detecção das ondas *Rayleigh* (ou ondas R) resultou da junção das equações paradigmáticas quanto ao movimento das ondas de compressão e transversais, ao que se determina a velocidade da onda *Rayleigh*, com base na onda transversal, articulada com o coeficiente de *Poisson*. Tomando como presente esta prévia asserção matemática, mais facilmente se logra descrever o movimento das ondas *Rayleigh*, alcandorado numa trajectória elíptica retrógrada no plano vertical, paralela à propagação da onda e idêntica à prosseguida pelas ondas marítimas.

Na Figura 25.2, pode-se vislumbrar, respectivamente, as conexões entre as velocidades das várias ondas já abordadas (V_P/V_S), em virtude do coeficiente de *Poisson* dinâmico, bem como o esquema de propagação das ondas superficiais *Rayleigh*. A Figura 26.8 acrescenta uma representação esquemática das ondas *Love*.

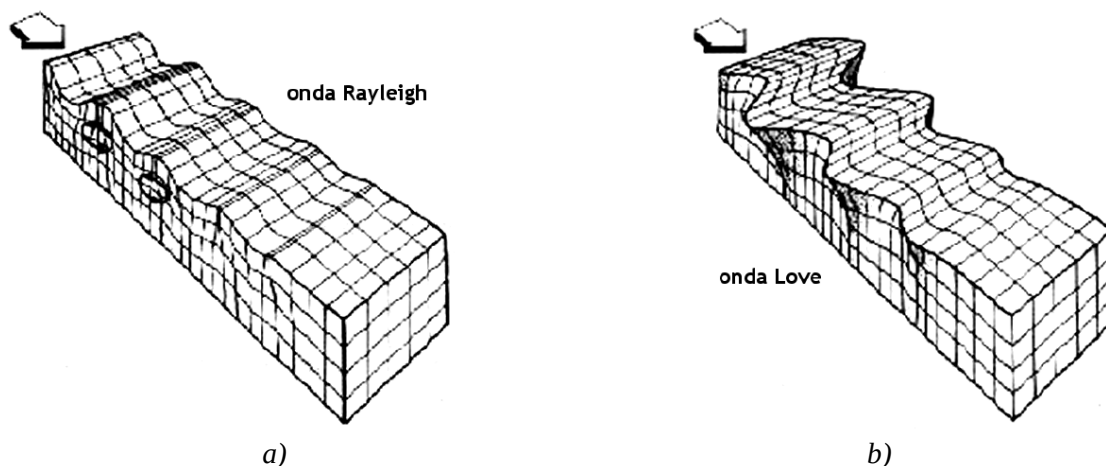


Figura 26.8 – Esquema de propagação das ondas superficiais: a) *Rayleigh*; b) *Love* (Ferreira, 2003)

Da caracterização das ondas superficiais igualmente se retiram frutuosas conclusões no sentido de dar como adquirida a índole bidimensional destas ondas de carácter superficial, porquanto decorrente do corte estrutural acima representado. Natureza bidimensional que permite a este tipo de ondas adquirir uma preponderância crescente e gradativa, de extremo impacto em sismos ou embatimento de sólidos elásticos.

Em função da energia bidireccional das ondas superficiais, contrariamente às volumétricas (tridireccionais), que proliferam de forma radial ao longo do sector frontal da onda esférica, podem aquelas assumir grande preponderância na aniquilação decorrente de fenómenos sísmicos. A produção de tamanhas consequências depende grandemente do modo de propagação radial das ondas superficiais, fazendo uso da frente da onda cilíndrica. Com efeito, tal efeito devastador explica-se pelo decréscimo muito mais lento das ondas sísmicas, plasmado, como ensina Barros (1997), no factor de diminuição da amplitude das ondas superficiais $1/r^2$ em que r é a distância da fonte de energia, contrastante com o das ondas volumétricas (cujas amplitudes diminui proporcionalmente a $1/r$, salvo quando apenas a superfície do semi-espaco, onde decresce com $1/r^2$). Os registos da actividade sísmica vieram confirmar este postulado, bem como o trabalho de um vasto leque de investigadores, onde merece especial referência Elmore e Heald (1969). Como base de sustentação para o que acabou de se expor, refira-se a existência de ensaios alcandorados na propagação de ondas superficiais,

designadamente de ondas *Rayleigh*, sem prejuízo da sua menor aplicabilidade nos ensaios geofísicos. Nesta senda, revelaram-se de especial proveito para a comunidade científica o ensaio *SASW* (*Spectral Analysis of Surface Waves*) ou de análise espectral, bem como o ensaio de vibração em regime estacionário, este último de maior obsolescência.

2.7 – ENSAIOS DE LABORATÓRIO PARA A DETERMINAÇÃO DAS VELOCIDADES DE PROPAGAÇÃO DAS ONDAS SÍSMICAS

2.7.1 – ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS

Em alternativa aos ensaios padrão em coluna ressonante (ASTM, 2000), as medições ultra-sónicas das velocidades de propagação das ondas sísmicas são bastante simples. Apesar destas facilidades, as avaliações das restantes propriedades dinâmicas como os coeficientes de amortecimento são bastante mais complexas. O conhecido ensaio *PVT* (ensaio pulso-eco) é um ensaio padrão da *ASTM* para medição das velocidades de propagação das ondas de compressão em geomateriais como rochas e areias cimentadas (ASTM, 2002). Os ensaios ultra-sónicos são normalmente utilizados no campo e em laboratório para o processo de monitorização da qualidade e do estado de alteração do meio a analisar (Santamarina *et al.*, 2001; Landon *et al.*, 2007; Cascante *et al.*, 2008). Os ensaios teste pulso-eco estão baseados na primeira chegada da onda de compressão.

Os transdutores consistem num constituinte fundamental deste tipo de ensaios. Normalmente são construídos com um ou mais elementos piezoelétricos que convertem sinais eléctricos em vibrações mecânicas. Existem inúmeros tipos de transdutores com finalidades muito distintas. Cada um deles é construído em função do tipo de onda que pretende analisar, com dissemelhanças características de cada fornecedor e variações dentro do próprio processo de fabrico. Dois transdutores do mesmo modelo e do mesmo fornecedor não calculam tempos de propagação iguais, apesar destas diferenças poderem ser negligenciáveis em alguns casos.

Os ensaios com transdutores ultra-sónicos apresentam normalmente bons resultados, são económicos e fáceis de utilizar. Uma das suas grandes características é demonstrada na Figura 27.1 para três ensaios realizados para o mesmo provete nas mesmas condições. A excitação utilizada foi um impulso quadrado de frequência 50 kHz.

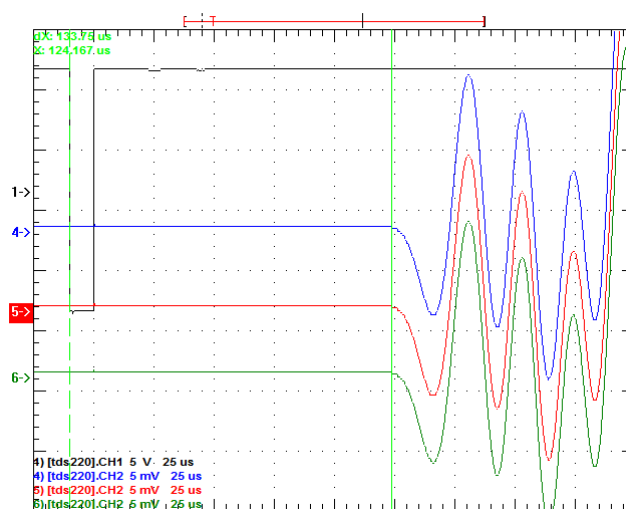


Figura 27.1 – Demonstração da reprodutibilidade dos ensaios com transdutores ultra-sónicos

Na figura agora apresentada são evidentes duas características fundamentais para a validação dos ensaios realizados com transdutores ultra-sónicos. Para uma resolução de $0,2 \mu\text{s}$ o tempo de propagação aferido manteve-se constante durante os três ensaios ($124,2 \mu\text{s}$). A segunda característica resulta na conservação das condições de linearidade. Destarte, adicionado às vantagens enumeradas anteriormente, a reprodutibilidade revela-se como uma especificidade dos ensaios com transdutores ultra-sónicos.

2.7.2 – ENSAIOS COM *BENDER EXTENDER ELEMENTS*

Em homenagem a uma postura epistemológica dedutiva, tem-se por conveniente lograr uma definição de *bender element*, através de referência aos elementos que o compõem. Por conseguinte, trata-se de um transdutor de flexão composto de material piezocerâmico, envolto em resina *epoxy* rígida. Integra igualmente o *bender element* uma lâmina central e duas placas de camadas finas, compostas do já mencionado material piezocerâmico. Assim, e tomando em consideração os elementos que o constituem, define-se *bender element* como um transdutor piezocerâmico duplo, composto por duas placas piezocerâmicas de estrutura fina. As funcionalidades dos constituintes dos *bender elements* estão pormenorizadamente descritas no ponto 3.2.3.

Os considerandos que vieram de se enunciar são de fulcral proficuidade para a maximização do rendimento da energia fornecida a um sistema de aquisição, assim como para a melhoria de resolução dos sinais de input e output. Deste modo, na armação do *bender element* e do sistema de aquisição, deve ser levado em conta o facto do tecto máximo de energia a suprir ao sistema dever ser circunscrito, sob pena de despolarização do material piezocerâmico, quando se excedam $\pm 20 \text{ V}$, sem prejuízo de se poder subir aos $\pm 60 \text{ V}$ para algumas espécies de piezocerâmico.

Intrinsecamente ligados com os transdutores de flexão estão os *extender elements* (transdutores de extensão), similarmente compostos por duas placas finas de material piezocerâmico, com o mesmo dimensionamento. São os *extender elements* cuja única diferença relativamente aos *bender elements* consiste na alteração da forma de ligação em paralelo para em série e vice-versa, o que se traduz numa modificação do movimento de deformação do transdutor, de modo a produzir o mesmo efeito em onda volumétrica. Tal processo, assente no binómio extensão-compressão, a partir do qual se propagam ondas de dilatação, através da inversão da forma de ligação das placas em relação à sua direcção de polarização, surge mais detalhado nas Figuras 27.2 e 27.3, esta última alusiva ao funcionamento do *extender element* e à inerente propagação de ondas primárias.

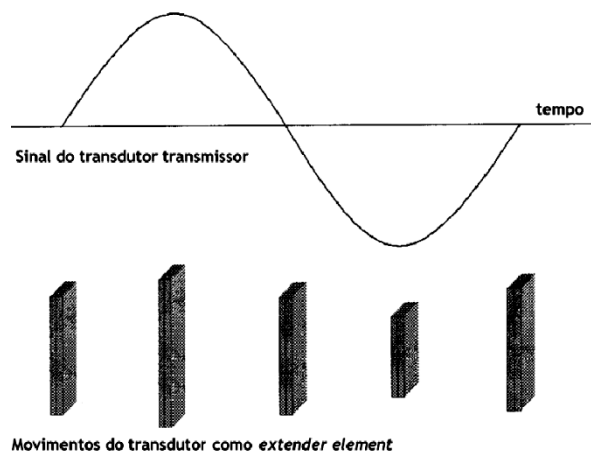


Figura 27.2 – Esquema de funcionamento de um *extender element* sob um impulso sinusoidal (Ferreira, 2003)

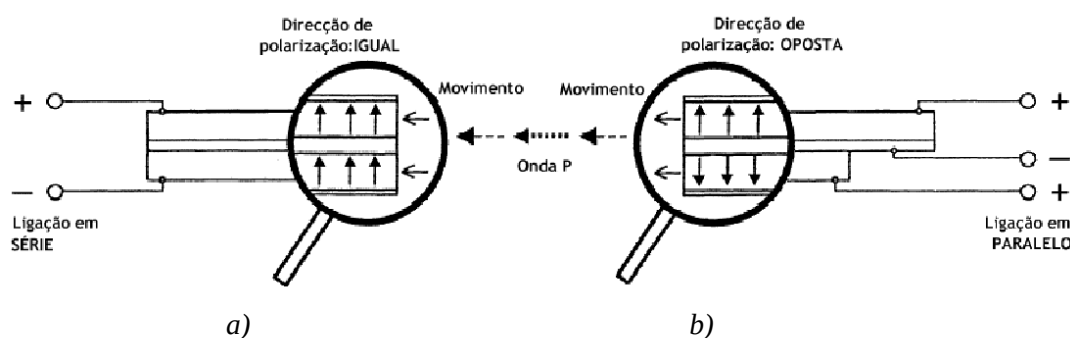


Figura 27.3 – Diagrama de ligação, polarização e deformação de um *extender element*: a) receptor; b) transmissor (adaptada de Lings e Greening, 2001)

A partir da verificação casuística de que um mesmo transdutor pode ser dirigido à propagação de dois tipos de onda, cedo se saltou para a construção de um *bender extender element*, ou seja, um transdutor de carácter híbrido ou misto que permite alternar os modos de ligação. Todavia, ainda se aguardam resultados de estudos mais sustentados, no que se refere aos próprios equipamentos, mas também à administração dos resultados e à adaptabilidade dos sistemas de gestão.

2.7.3 – ENSAIOS COM COLUNA RESSONANTE

Trata-se de um ensaio padrão (ASTM, 2000) que permite calcular de forma directa um elevado número de propriedades dinâmicas dos provetes a analisar. O coeficiente de amortecimento, as frequências de ressonância e os ângulos de fase são, neste ensaio, parâmetros simples de serem calculados, não sendo por isso necessária a utilização de uma grande componente numérica comum nos ensaios com transdutores ultra-sónicos. Através de um sistema progressivo de molas, a coluna ressonante está apta para reproduzir diversas combinações de condições fronteira. Um sistema muito rígido de molas equipara-se a uma situação de duplo encastramento, inversamente, um sistema flexível equipara-se a uma situação de bordos livres. A calibração de situações intermédias é também possível recorrendo a rigidezes de apoio medianeiras. É necessária a utilização de duas disposições da coluna ressonante distintas para a determinação dos módulos de elasticidade e distorção dinâmicos.

No caso de um sistema adaptado para determinar o módulo de elasticidade dinâmico é exercida no topo da coluna uma excitação vertical harmónica $F_0 e^{i\omega t}$, o deslocamento em função desse impulso é descrito pela Equação 27.1.

$$u_0 = \frac{F_0 H}{EA} \times \frac{\tan\left(\frac{\omega}{V} H\right)}{\frac{\omega}{V} H} \times e^{i\omega t} \quad (27.1)$$

em que:

u_0 é o deslocamento no topo da coluna ressonante;

EA é a rigidez axial da coluna ressonante;

H é a altura da coluna ressonante.

A amplificação do deslocamento no topo da coluna depende do factor de amplificação dinâmica V .

O coeficiente de amortecimento resulta de um equilíbrio dinâmico complexo descrito pela Equação 27.2 em função da rigidez transversal.

$$\theta_0 = \frac{M_0 e^{i\omega t}}{G_{din}(1-i2\xi)I_P \sqrt{\frac{G_{din}}{\rho} \sqrt{1+i2\xi}}} \frac{\omega}{\tan\left(\frac{\omega H}{\sqrt{\frac{G_{din}}{\rho} \sqrt{1+i2\xi}}}\right) + K(1+i2\xi) - J_a \omega^2} \quad (27.2)$$

em que:

θ_0 é a rotação no topo da coluna ressonante;

I_P é o momento de inércia da coluna ressonante e do provete;

M_0 é o momento torçor aplicado;

J_a é a inércia rotacional.

Salienta-se que para a avaliação de G_{din} não é necessário o cálculo de θ_0 . A Equação 27.2 permite extrair o coeficiente de amortecimento ξ como último parâmetro dinâmico calculado.

Devido à sua característica não destrutiva, o ensaio de coluna ressonante permite submeter o mesmo provete a um elevado número de testes. Desta forma, é possível avaliar as nuances comportamentais do provete para várias combinações de tensões de confinamento e apoios. Após a instauração do provete na câmara é possível realizar vários testes modificando estas duas últimas variáveis sem o remover. Esta característica permite uma maior rapidez na execução dos ensaios.

A norma *ASTM D 4014-92* permite, relacionando a frequência de ressonância obtida no ensaio com coluna ressonante com a velocidade de propagação das ondas de compressão, o cálculo do módulo de distorção dinâmico.

2.8 – METODOLOGIA PARA DETERMINAÇÃO DAS VELOCIDADES DE PROPAGAÇÃO DE ONDAS SÍSMICAS

2.8.1 – INTRODUÇÃO

O método mais abrangente e comum para determinação das velocidades de propagação consiste na divisão da distância de propagação pelo tempo de propagação. Esta relação pode ser escrita na forma da Equação 28.1.

$$V_i = \frac{d_x}{d_t} \quad (28.1)$$

em que:

V_i é a velocidade de propagação de uma qualquer onda elástica;

d_x é a distância de propagação;

d_t é o tempo de propagação.

A distância de propagação está normalmente associada à extensão entre os instrumentos de emissão e recepção das ondas elásticas, apresentando-se como uma grandeza, usualmente, imposta pelo comprimento do provete a ensaiar. As unidades relacionadas são normalmente metros e milímetros dependendo das condições de ensaio *in situ* ou em laboratório, respectivamente. O tempo de

propagação afigura-se como a principal variável no processo de determinação das velocidades das ondas sísmicas. Esta grandeza depende não só do meio onde a onda se está a propagar, como também do tipo de onda elástica que se está a propagar.

Como já foi abordado no ponto 2.6, existem diversos tipos de ondas elásticas. As ondas de compressão são as que apresentam maiores velocidades seguidas das ondas longitudinais e transversais. Por último apresentam-se as ondas sísmicas mais lentas, também conhecidas como ondas superficiais. Ondas de compressão são normalmente verificadas em condições *in situ*, a sua reprodução em laboratório envolve equipamentos de alta tecnologia nem sempre disponíveis, limitando as capacidades laboratoriais para a medição das velocidades de propagação das ondas longitudinais.

Velocidades elevadas estão relacionadas com meios muito rígidos e massas volúmicas muito baixas. No topo das listas de materiais com velocidades de propagação mais rápidas aparecem os polímeros fabricados através de processos nanotecnológicos. As rochas ígneas não fracturadas aparecem em segundo lugar nesta lista seguidas das ligas metálicas. O alumínio é o metal corrente que apresenta maiores velocidades de propagação das ondas de compressão.

Neste ponto apresentar-se-á uma breve demonstração das equações teóricas que permitem alcançar os resultados pretendidos, bem como uma análise detalhada dos factores instigadores de algumas incertezas na determinação das velocidades de propagação comuns a todos os tipos de ondas sísmicas e equipamentos.

A grande especificidade da análise sísmica e caracterização dinâmica dos materiais reside na determinação do tempo de propagação das ondas. As principais doutrinas para a quantificação desta variável serão objecto de estudo. Não existe apenas uma teoria universalmente aceite. Resultados de diferentes tempos de propagação foram obtidos, por diversos autores, para provetes iguais variando exclusivamente a metodologia para a sua determinação. No presente trabalho, esta evidência será uma vez mais demonstrada. As formas e frequências dos impulsos a utilizar, para determinação das diferentes ondas sísmicas, será também alvo de debate no presente ponto.

2.8.2 – DETERMINAÇÃO DE E_{din} , G_{din} E ν_{din}

Existem inúmeras formas para determinar cada um dos parâmetros elásticos referidos (E_{din} , G_{din} e ν_{din}) através das velocidades de propagação das diversas ondas sísmicas. Durante os ensaios em laboratório, descritos no capítulo 3, foram verificadas propagações de quatro ondas elásticas diferentes: ondas de compressão, longitudinais, transversais e por último ondas *Rayleigh*. Estas últimas são as que teoricamente possuem mais energia e a sua chegada é evidente através de uma brusca alteração do sinal recebido no osciloscópio. Apesar desta característica, o seu exacto instante de chegada apenas pode ser determinado em análise espectral, pois a sua localização no domínio do tempo está mascarada pelas reflexões das restantes ondas que possuem maiores velocidades. A caracterização das ondas *Rayleigh* em provetes equiparados a infinitos não pode ser realizada. Apesar das semelhanças nas características de propagação, num provete de largura infinita, a onda nunca chegará ao receptor geofísico. Transpondo essa característica para a realidade da Geotecnia, quando a onda findar todo o seu caminho nos bordos do provete, a janela de tempo de ensaio encontra-se encerrada não permitindo a visualização da sua chegada. Esta particularidade é especialmente interessante na análise das histórias dos sinais, uma vez que as ondas *Rayleigh* deixam de intervir dissimulando as propagações das restantes ondas sísmicas.

As ondas de compressão estão directamente relacionadas com o módulo confinado dinâmico, que por sua vez, está correlacionado com o coeficiente de *Poisson* dinâmico e com o módulo de elasticidade

dinâmico. As ondas longitudinais estão directamente ligadas com o módulo de elasticidades dinâmico. A determinação da velocidade de propagação destas duas ondas permite obter o valor do coeficiente de *Poisson* dinâmico e como consequência o módulo de distorção dinâmico. As ondas transversais estão directamente relacionadas com o módulo de distorção dinâmico. Através da caracterização de qualquer onda, longitudinal ou de compressão, permite a relação de todos os parâmetros dinâmicos em estudo. Aparecem, desta forma, três possíveis combinações para a determinação de v_{din} através de ondas sísmicas. Estas são as alternativas de avaliação apresentadas neste trabalho.

Apesar de não terem sido exaustivamente abordadas, as ondas *Rayleigh* aparecem como mais uma alternativa no estudo de v_{din} . A sua inserção adiciona mais três combinações, perfazendo um total igual a seis, de possíveis combinações para a determinação do coeficiente de *Poisson* dinâmico. Algumas conclusões acerca deste estudo indiciam que a melhor metodologia ou combinação para o cálculo deste parâmetro é a utilização das ondas de compressão juntamente com as ondas *Rayleigh*, uma vez que se trata das velocidades de propagação de ondas sísmicas mais rápida e mais lenta, respectivamente. Abrindo o intervalo da diferença entre as duas velocidades, o v_{din} não se exterioriza de forma tão sensível a pequenas alterações nos tempos de propagação, também possui menor susceptibilidade a alguns dos factores de erro apresentados no ponto 2.8.3.

As equações que permitem obter cada um dos parâmetros em função dos restantes serão apresentadas ao longo da dissertação quando se anunciarem oportunas.

2.8.3 – FACTORES DE ERRO

2.8.3.1 – Efeito de vizinhança

A transmissão tridimensional de ondas num meio elástico isotrópico requer, actualmente, uma solução analítica, cujo tributo se deve a Sanchez-Salinero *et al.* (1986), segundo a qual é tomado em conta um movimento de excitação transversal sinusoidal, obtido a partir de uma fonte situada na origem segundo a direcção x . O referido movimento define-se, em termos gerais, pela forma exponencial de um número complexo $e^{i\omega t}$, nos termos abaixo representados:

em que:

ω é a velocidade angular;

t é o tempo.

Considerando que o ponto de monitorização do movimento de corte se situa à distância da fonte, na direcção y , e assumindo que λ representa o comprimento de onda e T o período, as equações seguintes, representativas do movimento objecto do presente estudo:

$$\lambda = \frac{V_i}{f} \quad (28.2)$$

$$f = \frac{\omega}{2\pi} = \frac{1}{T} \quad (28.3)$$

Os mesmos autores apresentarão a seguinte expressão como a solução fundamental para o movimento das ondas de corte denominado pela letra S.

$$S = \frac{1}{4\pi\rho\times V_S^2} \times \Gamma \quad (28.4)$$

em que:

Γ é a função descrita pela Equação 18.5,

S é a posição da onda transversal.

$$\Gamma = \frac{1}{d} e^{-i\left(\frac{wd}{V_S}\right)} + \left(\frac{1}{i\frac{wd^2}{V_P}} - \frac{1}{\frac{w^2d^3}{V_P^2}} \right) e^{-i\left(\frac{wd}{V_S}\right)} - \left(\frac{V_S}{V_P} \right)^2 \left(\frac{1}{i\frac{wd^2}{V_P}} - \frac{1}{\frac{w^2d^3}{V_P^2}} \right) e^{-i\left(\frac{wd}{V_P}\right)} \quad (28.5)$$

em que:

d é a distância compreendida entre os instantes de saída e chegada da onda sísmica.

Dividindo a Equação 28.5 em três parcelas obtém-se:

$$\Gamma = \Gamma_1 + \Gamma_2 - \Gamma_3 \quad (28.6)$$

A partir das Equações 28.2 e 28.3, obtém-se a solução elementar para o movimento de corte S , assente na Equação 28.4, que, por sua vez se baseia na função Γ , determinada em virtude das velocidades das ondas transversais e de compressão (V_S e V_P), por esta ordem, e decomposta nos termos da Equação 28.6. Mais se refira que as velocidades V_S e V_P revestem a categoria de variáveis complexas, compreendendo uma componente de amortecimento histerético.

Com efeito das últimas expressões, ressalta que a onda derivada do movimento provocado é profundamente distinta de uma onda de corte simples, porquanto segue uma única direcção (longitudinal) e se encontra polarizada transversalmente. Ainda que se vislumbrem movimentos de corte nos três elementos da onda, propagam-se os mesmos a velocidades divergentes, designadamente a componente Γ_3 , na medida em que se prende com a velocidade de compressão (ao contrário de Γ_1 e Γ_2 , tipicamente representativas da velocidade da onda de corte).

Todavia, aqueles elementos representam distintos coeficientes de amortecimento produzindo-se efeitos de vizinhança (*near field effects*) entre Γ_2 e Γ_3 , em virtude da atenuação mais rápida, ao passo que Γ_1 passa a surgir isoladamente, enquanto onda secundária stricto sensu. No entanto, apenas se pode inferir que para uma dada velocidade de propagação de ondas primárias, o efeito vizinhança é provocado por Γ_3 , na medida em que não é possível destrinçar Γ_1 e Γ_2 no sinal de resposta, porquanto se propagam à mesma velocidade.

Na Equação 28.7, propõe-se a adopção do parâmetro R_d , ilustrativo da razão d/λ , para demonstrar a conformidade da onda de resposta e o seu nível de atenuação durante a propagação. Deste modo, a parametrização do número de comprimentos da onda λ para uma dada frequência f , percorrida a distância d , permite aferir a razão d/λ . No presente trabalho o parâmetro R_d é denominado por N .

$$R_d = \frac{d}{\lambda} = \frac{d \times f}{V_S} = N \quad (28.7)$$

Com efeito, tem a comunidade científica (Jovičić *et al.*, 1996; Arulnathan *et al.*, 1998) demonstrado a viabilidade da associação das componentes da onda transversal para pequenas distâncias da fonte de origem, *maxime* para $N < 2$. *In casu*, presencia-se uma deflexão da onda no princípio, com polaridade contrária à da onda transversal e previamente à sua chegada, proveniente da parcela de combinação Γ_3 , assim se diminuindo afincadamente o efeito de vizinhança, no decurso do aumento da frequência do sinal de entrada. Assim se viabiliza o item de interpretação, por conta da nítida separação entre as ondas primárias e secundárias, aquando do aumento da variável N . Este fortalecimento do processo

interpretativo é proficuamente auxiliado pela medição e registo com recurso aos *bender elements* associadas às tipologias de onda.

No campo da demonstração, é mister chamar a atenção para os ensaios com *bender elements* em câmaras triaxiais, a fim de apreciar analiticamente a interferência das condições fronteira que decorrem das análises dinâmicas em elementos finitos (Jovičić *et al.*, 1996). Trabalhou este autor sobretudo, na modelação de análises em deformação plana, sem prejuízo de ter logrado os mesmos resultados com recurso a modelos a três dimensões. Assim se vislumbra uma convergência para as soluções analíticas, conforme já se demonstrou nesta sede, porquanto o efeito de vizinhança apenas se verifica para valores baixos de N ($N = 1,1$), não se produzindo, designadamente, a partir de $N = 8,1$.

Outras soluções analíticas podem ser relevadas, em especial a de Sanchez-Salineró *et al.* (1986) que permite concluir, com recurso a técnicas laboratoriais, a existência de diferenças na conformidade das ondas, principalmente devidas ao efeito de vizinhança, fundamentadas pela simplicidade da análise bidimensional, inversa ao rigor que um estudo tridimensional implica.

2.8.3.2 – Efeito da não linearidade dos sistemas

Contrariamente ao que se sucede com os efeitos de vizinhança, não existem métodos universalmente aceites para a avaliação do grau de linearidade de um sistema. Contudo, através de constatações práticas, nomeadamente por análise gráfica, é possível determinar se um sistema é linear. O efeito pode ser analisado de formas diferentes. A mais corrente consiste na avaliação do sinal no domínio directo do tempo. Um sinal de resposta apresenta boas características de linearidade se for verificado um aumento da amplitude seguido de um decréscimo proporcional ao coeficiente de amortecimento do meio. Após o começo desse decaimento não serão visíveis novos ganhos de energia, exceptuando a hipótese da chegada de uma nova onda sísmica. O segundo método de avaliação recai no cálculo da função resposta de impulso, trata-se de um sinal no domínio indirecto no tempo podendo as suas características de linearidade ser avaliadas da forma descrita para o primeiro método.

Um exemplo representante de um sistema não linear consta na utilização de dois materiais com rigidezes muito distintas. Num conjunto em que o impulso é enviado para o material mais rígido, este será na sua totalidade reflectido no encontro com a fronteira do material menos rígido. Neste molde o sistema afigura-se como totalmente não linear.

Inversamente, um sistema linear tem particularidades muito específicas. O caminho percorrido pelas ondas sísmicas deverá conter apenas uma direcção, pelo que os sistemas colocados em posição vertical, sob a acção gravítica segundo o seu eixo, conferem mais facilmente esta imposição. Não deverão existir imperfeições nem diferenças de rigidez na distância de propagação. Após o final do seu percurso, as ondas sísmicas deveriam ser absolutamente absorvidas pelo receptor, não permitindo a sua propagação das mesmas no sentido contrário. O fenómeno da não absorção do receptor pode danificar a qualidade do sinal recebido tal como pode alterar as condições de propagação das ondas originadas por impulso posterior.

É evidente que as condições de linearidade perfeitas não são passíveis de serem reconstituídas. No entanto, podem ser visivelmente melhoradas para que a suas consequências sejam minoradas. A aplicação de *high vacuum grease* incorpora uma solução eficaz para atenuar o gradiente resultante da mudança de rigidez entre fronteiras. A utilização de provetes com comprimentos maiores debilita também a energia das ondas reflectidas. A Figura 28.1 denota dois sistemas com diferentes condições de linearidade.

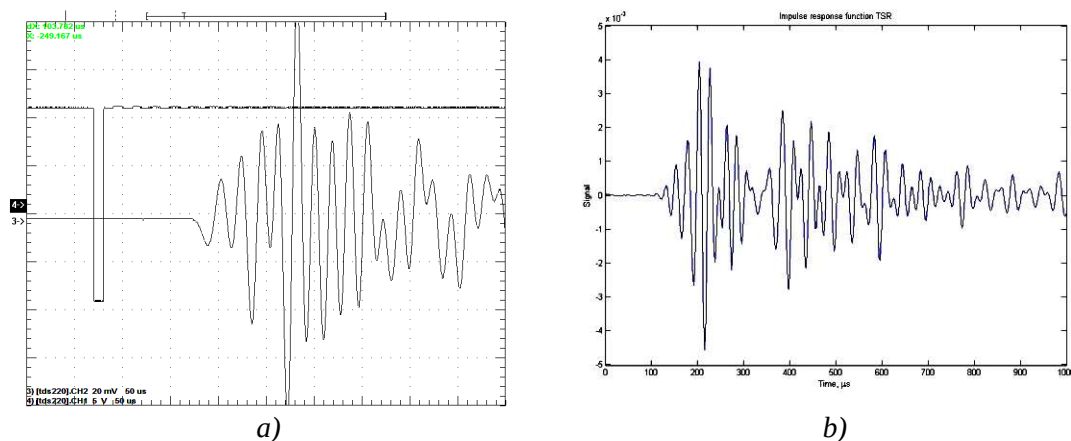


Figura 28.1 – Sinais de resposta no tempo: a) Sistema com boas características de linearidade; b) sistema com más características de linearidade

2.8.3.3 – Reflexão em fronteira entre materiais distintos

O impacto das ondas incidentes e reflectidas nas fronteiras rígidas do equipamento de ensaio foi testado por Arulnathan *et al.* (1998), através de análises unidimensionais da propagação das ondas em ensaios de transdutores de flexão. Consideradas as discrepâncias entre o solo e o material de que é composta a placa onde está colocado o *bender element*, pode-se concluir que a mencionada placa se assume como fronteira absolutamente estanque. Tal asserção vem cabalmente comprovada pelos resultados das análises acima reportadas, mais demonstrando as mesmas que a ignorância daquele factor conduz a desacertos relevantes no escrutínio do tempo de propagação. Para acautelar eventuais inexactidões, preveu-se uma medida de erro, traduzida no parâmetro λ/l_b , idêntico ao já explicitado parâmetro N , que, por sua vez, associa o comprimento do *bender element* com o da onda emitida. Ademais, os ensaios em apreço permitiram inferir que, à medida que os valores da razão λ/l_b se elevam, pode o tempo de propagação ser gradualmente subestimado, em contraponto com V_s , assim se ilustrando a quantificação do erro.

2.8.3.4 – Conversão da onda

Afigura-se como plausível a conversão de um tipo de ondas noutro principalmente de ondas primárias em secundárias e vice-versa, e, bem assim, a reflexão e propagação da onda através da amostra e entre os elementos segundo trajectórias indirectas, desde que para tanto a onda emitida se depare com uma fronteira.

As interferências acima descritas são absorvidas pelas ondas posteriormente acusadas pelo componente receptor. Aquelas interferências inviabilizam a avaliação do tempo de chegada da onda genuína com fiabilidade, tal como provado pelas observações experimentais empreendidas por Brignoli *et al.* (1996), que vêm atestar a possibilidade de reduzir os efeitos de inversão da tipologia da onda, motivados pela reflexão das ondas nas fronteiras da amostra, desde que para tanto se adopte uma razão H/d mais baixa, em que H é a altura entre os apoios dos *bender elements* e d a altura útil entre os *bender elements*. Razão essa que deverá ser menor do que a habitualmente utilizada nos provetes de ensaio de ondas sísmicas, que se situa na ordem 10:1.

2.8.3.5 – Ruído ambiente

Os sinais de resposta são muitas vezes afectados pelo ruído ambiente. Esta realidade manifesta-se de duas formas distintas. A primeira, menos gravosa, consiste em ondas mecânicas aleatórias com frequências próximas das nominais dos transdutores. Estas acções são amplificadas e chegam ao receptor sobre a forma de ruído. Por se tratar de ondas com frequências, fases e amplitudes não constantes são anuláveis entre si para uma determinada janela de tempo. A utilização de um elevado número de médias resolve praticamente todas as imprecisões induzidas no sinal recebido devido a estas excitações exteriores. O teorema do limite central defende que a partir de trinta repetições o ruído ambiente aleatório não se exhibe de forma visível. A qualidade do sinal aumenta proporcionalmente ao número de médias utilizado.

O ruído ambiente pode ainda fazer-se prevalecer sob a forma não aleatória. Quando este possui uma frequência próxima da gama frequências nominais do receptor será também ele amplificado, no entanto, inversamente ao ruído aleatório, este ruído não se anula através da utilização do operador média. Existem inúmeras acções que se assemelham ao comportamento do ruído ambiente constante. A passagem de um comboio com velocidade constante, um motor a trabalhar ao ralenti, o movimento dos ponteiros de um relógio bem como um gradiente constante de pressão horizontal são bons exemplos deste fenómeno.

O ruído ambiente constante fez-se sentir, adulterando alguns resultados, durante os ensaios com *bender elements* descritos no ponto 3.2.

2.8.3.6 – Ressonâncias do sistema

É a frequência de resposta de um elemento receptor que permite aferir a frequência de resposta do sistema, designadamente através do apuramento da ressonância do receptor que tem lugar quando este reage a uma excitação com uma frequência afim à natural. Ora, foi através do estudo do desempenho da frequência natural de transdutores de flexão em câmaras triaxiais, que foi possível conhecer a fenomenologia que veio de se descrever, com especial enfoque para os estudos desenvolvidos por Viggiani e Atkinson (1995), segundo os quais a oscilação dos valores se traduz por $f_n = 2 \text{ kHz}$ a $f_n \geq 10 \text{ kHz}$. Dignos de realce são também as investigações encetadas na FEUP, que permitiram detectar perturbações dentro da mesma gama de frequências, atribuídas, alegadamente, à ressonância do elemento.

2.8.3.7 – Resolução e sensibilidade

A performance de um transmissor sónico ou ultra-sónico é normalmente medida utilizando dois parâmetros: resolução e sensibilidade. A resolução é a capacidade que o transmissor tem de distinguir entre duas descontinuidades no meio. Um transmissor com uma resposta de banda larga de frequências, associado a grandes amortecimentos, tem uma resolução maior que um transmissor com uma resposta de banda estreita, associado a amortecimentos menores. Em contraste, a sensibilidade está directamente relacionada com o comprimento de onda com o sinal medido (Blitz e Simpson, 1996; Cartz, 1995). Para o método da chegada directa da onda, a resolução e sensibilidade apresentam-se como factores essenciais para avaliação de descontinuidades, falhas e propriedades dinâmicas em materiais homogéneos. No entanto, a avaliação das características dispersivas (variação da velocidade de propagação das ondas e atenuação da onda com a frequência) dos materiais requerem uma caracterização mais precisa das excitações sónicas e ultra-sónicas geradas pelo emissor.

Os efeitos da resolução e sensibilidade são realçados na Figura 28.2. O gradiente de cores traduz vermelho para a pior situação e azul para a melhor.

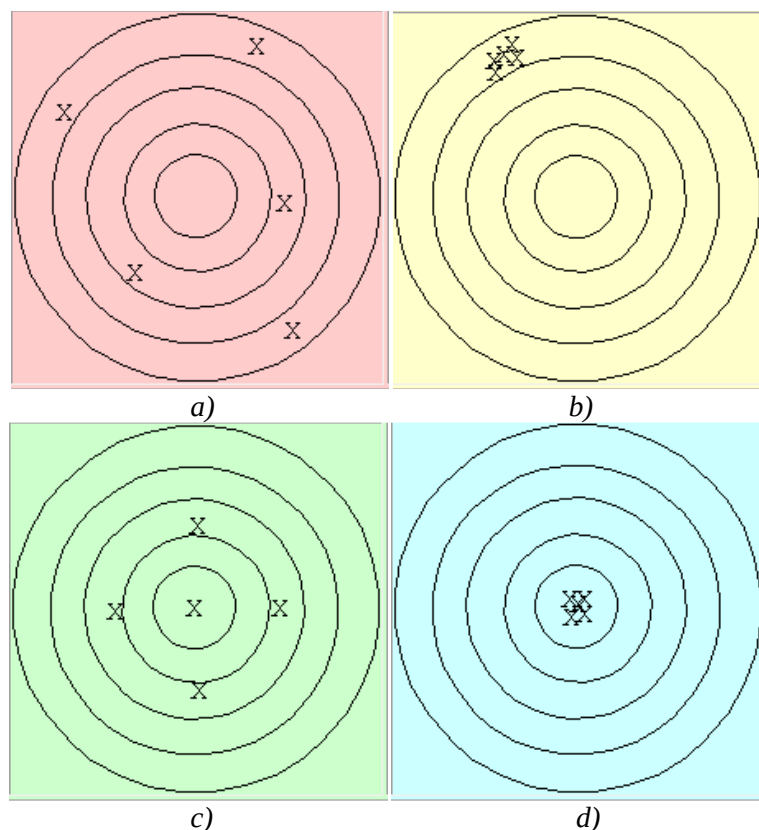


Figura 28.2 – Combinações de resolução e sensibilidade: a) baixa resolução e baixa sensibilidade; b) boa resolução e baixa sensibilidade; c) baixa resolução e boa sensibilidade; d) boa resolução e boa sensibilidade

2.8.3.8 – Cross talk

Não despendendo é, identicamente a alguns factores já apresentados, o ruído eléctrico ou *cross talk*, comumente detectável na onda de resposta, em grande medida resultante da notável capacidade de captação dos *bender elements*. Não obstante, uma criteriosa selecção e montagem dos cabos permite a diminuição do ruído electrónico, para tanto igualmente contribuindo a conexão a fontes de potência limpas, mas também um isolamento apropriado do equipamento acoplado ao ensaio.

Sem prejuízo de ser possível almejar a uma diminuição da interferência dos factores que se enunciaram, jamais deverão ser os mesmos olvidados, porquanto a sua combinação pode conduzir a sinais manifestamente divergentes dos primordialmente transmitidos.

2.8.4 – CONFIGURAÇÃO DA ONDA DE CHEGADA

2.8.4.1 – Frequências

A configuração da onda de entrada, e, destarte, a configuração do sinal transmitido, é factor essencial na conformação do sinal de resposta, com consequências pragmáticas no âmbito da clareza e acessibilidade. A selecção rigorosa da frequência e forma da onda de entrada assume, deste modo, papel fundamental, com o intuito de proceder à diminuição de erros e à discricionariedade decorrente da actividade interpretativa dos resultados.

A selecção rigorosa da frequência é relevante e imprescindível para a detecção de um sinal de resposta claro, ainda que, em tese, a velocidade da onda primária seja autónoma da frequência da propagação. O apuramento da frequência óptima de excitação está correlacionado com uma multiplicidade de factores, de onde se destacam a pressão de confinamento, a distância a percorrer e a rigidez e estrutura do solo. Ainda que não se vislumbrem regras padronizadas para obter uma frequência óptima, não serão negligenciáveis os procedimentos alcandorados em experiências e análises já efectuados, com destaque para os ensaios consistentes na utilização de distintas frequências de excitação, a que se seguirá a aferição das divergentes respostas logradas. Arulnathan *et al.* (1998) alertaram para a vitalidade destes ensaios, porquanto permitem clarificar os sinais e simplificar a interpretação, devendo, contudo, proceder-se à sua realização numa gama tão ampla quanto possível de frequências de excitação, a que corresponderão métodos interpretativos diferenciados. Em especial nos novos *bender elements* e transdutores ultra-sónicos, para cada equipamento e espécie de solo, o recurso a registos preliminares permitirá a identificação das frequências concretamente mais favoráveis, a par da metodologia de interpretação mais apropriada, assim habilitando o apuramento de estimativas para as velocidades de propagação finais.

Recuperando Sanches-Salinerio *et al.* (1986), é imprescindível considerar a redução do efeito de vizinhança, porque sujeita à variação da frequência, conforme vêm demonstrar os estudos dos supracitados autores, que permitiram delinear um valor mínimo para N , igual a 2, plenamente justificado no âmbito do comprimento da onda, em que pretende assegurar a existência de, no mínimo, dois comprimentos de onda a percorrer continuamente a amostra. As investigações de que ora se deu conhecimento, articuladas com outras posteriores, permitiram concluir pela facilidade de detecção do efeito de vizinhança, nestes pressupostos, contando que o mesmo possa ser ignorado visualmente ou, até mesmo, filtrado manualmente. Neste sentido *vide* a Equação 28.8, redesenhada para $N > 2$, e que facilita a obtenção de uma frequência de partida:

$$f > 2 \times \frac{V_i}{d_x} \quad (28.8)$$

Deste modo, conseguir-se-á almejar um valor verosímil para a velocidade de propagação da onda, sem prescindir da definição de uma panóplia de valores em torno e, mormente, superiores ao valor paradigmático da frequência.

No entanto, a reacção mecânica dos transdutores de flexão, a frequência injectada e a impedância entre o transdutor e solo, conduz à determinação de um limite superior do valor da frequência, na medida em que os transdutores apenas são aptos para responder até um certo valor máximo (Jovičić *et al.*, 1996). Com efeito, através da promoção de ensaios em que se monitorize a deformação do elemento transmissor, é possível depreender que o aumento gradual da frequência é tendente à perda da capacidade de transformação da frequência em movimento com precisão, como demonstram as brechas no sinal transmitido. Acresce que, ao contrário das menores frequências, a atenuação no decurso da propagação dos sinais de frequências é mais vincado e célere.

Quando respeitante a solos mais rígidos e/ou grosseiros, opera-se uma densificação da temática, pois o contraste de impedâncias entre os dois materiais sobe exponencialmente, o que, por sua vez, obriga à administração de frequências mais elevadas, já de si mais limitadas. No entanto, podem estes constrangimentos ser debelados através de: (a) selecção de uma frequência que motive ressonância no elemento receptor, através de uma das suas frequências naturais; ou (b) por via da intervenção ao nível da forma da onda.

Todavia, e sempre na senda de Jovičić *et al.* (1996) o clímax de complexidade poderá ser atingido nas ondas quadradas, cuja interpretação se reveste ainda de maior complexidade, já que a frequência tende

para um valor infinito no momento de inflexão da onda para o valor patamar, optimamente idêntico a zero.

Em suma e a fim de se obter uma qualidade mais satisfatória ao nível dos registos, deve sempre tomar-se em consideração a conveniência de escolher uma gama moderada de frequências, assente em análises experimentais e ajustada ao caso concreto, tendo por base critérios objectivos como as condições de ensaio e as características do solo e do provete.

2.8.4.2 – Análise da forma da onda de saída

Conforme oportunamente se disse, uma das vias para ultrapassar os condicionalismos acima retratados é através de uma intervenção ao nível da forma da onda, com recurso a *bender elements*, conforme atempadamente fizeram Dyvik e Madshus (1985), por meio da utilização de impulsos de onda quadrada. Todavia, a complexidade que este género de onda arrasta consigo, derivada da própria forma, associada ao largo leque de frequências que abarca, gerador de profundos efeitos de vizinhança, dificulta o processo de averiguação do tempo de chegada, conforme resulta da Figura 28.3.

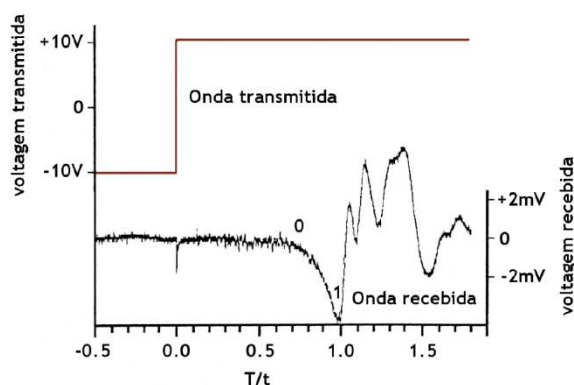


Figura 28.3 – Registo da transmissão de uma onda quadrada e respectiva resposta (Ferreira, 2003)

Segundo Ferreira (2003) da análise da Figura 28.3 resulta a incerteza na atribuição da chegada da onda ao ponto de primeira inflexão (0), ao ponto de inversão (1) ou a qualquer outro ponto do sinal de resposta. Esta incerteza incentivou à busca da redução da subjectividade interpretativa, socorrendo-se Viggiani e Atkinson (1995) de impulsos de onda sinusoidais, forma actualmente generalizada para a onda de entrada. Onda essa que leva tendencialmente a um sinal de resposta com forma idêntica, na medida em que composta por uma frequência unívoca, assim tornando mais acessível a interpretação visual e abrindo portas à aplicação de análises numéricas para calcular o tempo de propagação. Em face dos argumentos expostos, generalizou-se a adopção da forma sinusoidal, quer por impulsos, quer de modo contínuo. Tal acontecimento não se verifica nos ensaios com transdutores ultra-sónicos. A chegada da onda é inequívoca como prova a Figura 28.4a), também para um impulso de forma quadrada.

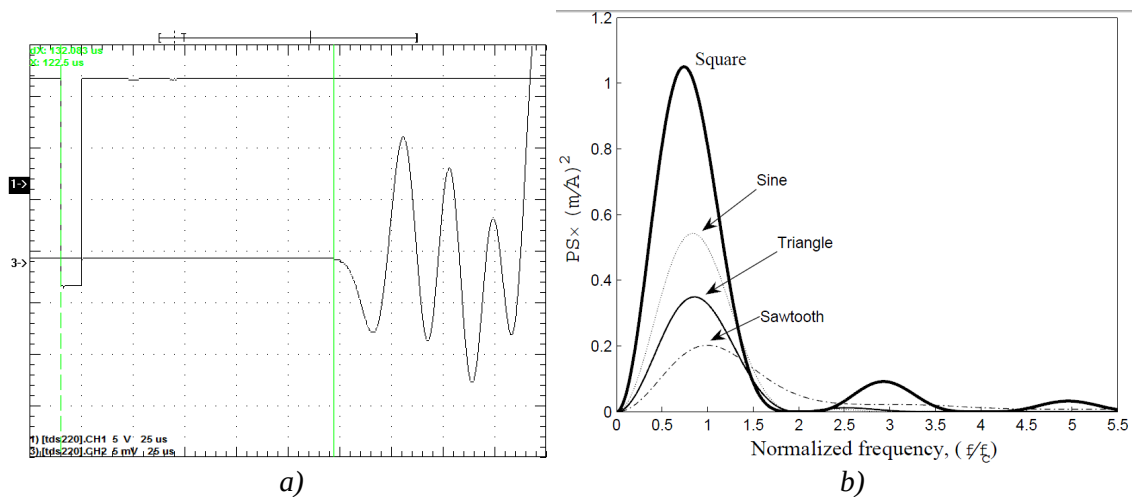


Figura 28.4 – Performance da onda quadrada: a) exemplo de uma chegada nítida de uma onda longitudinal; b) espectro de *Fourier* para os diferentes tipos de onda (Tallavó *et al.*, 2008)

A Figura 28.4b) apresenta, no eixo das abcissas, as frequências normalizadas, cujos valores foram obtidos pela razão entre cada uma das frequências do espectro pela frequência nominal dos transdutores. No eixo das ordenadas está afigurada a amplitude normalizada em função da frequência. A normalização deste eixo foi realizada a partir da divisão da frequência medida pela frequência máxima registada do conjunto das amostras, esse valor foi verificado na onda quadrada. O impulso sinusoidal intervém como a segunda forma de onda a proporcionar uma gama mais elevada de energia ao sistema. Deste modo, a forma de onda quadrada adquire competitividade em relação à sinusoidal para o cálculo dos tempos de propagação das diversas ondas sísmicas.

É mister a aceitação da existência de efeitos de vizinhança, tal como alertado por Jovičić *et al.* (1996), que assim previu, conforme reportado, duas metodologias para debelar os condicionalismos, consistindo uma delas na atribuição de uma forma não simétrica (distorcida) à onda, a fim de invalidar eventuais efeitos distorcionais e assegurar clareza na chegada dos sinais de resposta. Todavia, trata-se de um procedimento criticável, em virtude do grau de manipulação do operador nos sinais de entrada, o que poderá indiciar um juízo pré-concebido num processo que se pretende inequívoco e apto à reprodução, assim como à automatização.

2.8.5 – DETERMINAÇÃO DO TEMPO DE PROPAGAÇÃO

Admitido que está o grau de incerteza sempre existente nos ensaios tendentes à interpretação de ondas sísmicas documentadas, sobretudo pela complexidade do sinal recebido (muito superior à do emitido), não se pode deixar de notar que a principal dificuldade assenta no correcto cálculo do tempo de propagação, momento fulcral de todo o ensaio. A volatilidade das velocidades de propagação, em função da sua dependência dos factores exógenos já referenciados, a par das dissensões interpretativas, obsta a uma determinação exacta e criteriosa. Com o intuito de ultrapassar estas limitações, têm sido apresentadas diversas metodologias, desde a observação directa e medição imediata de intervalos de tempo entre as duas ondas, ao recurso a metodologias estatísticas de tratamento dos sinais.

2.8.5.1 – Chegada directa

O presente método visa a medição do intervalo entre as ondas, através da identificação do primeiro instante de chegada da onda recepcionada, isto é, a inflexão inicial do sinal de resposta, conforme ilustrado de seguida.

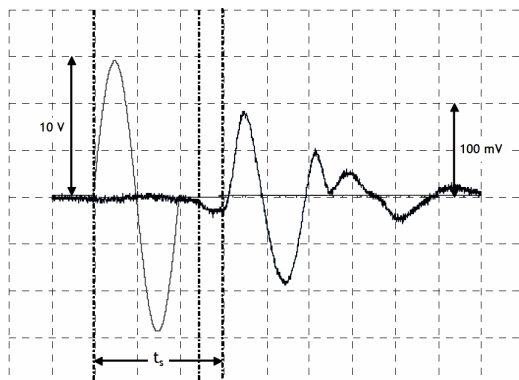


Figura 28.5 – Determinação do tempo de propagação de uma onda, pelo método da primeira chegada da onda de resposta (Ferreira, 2003)

Tratando-se de uma prática não isolada, com aplicação até no campo da geofísica, tem como característica essencial o facto de na sua aplicação sobressair a hipótese de difusão exclusivamente planar das ondas, bem como a ausência de ondas refractadas e/ou reflectidas no decurso da propagação pelo corpo da amostra (vide, para tanto, Arulnathan *et al.*, 1998). Aliás, já Abbiss (1981) e Dyvik e Madshus (1985) haviam constatado que a inversão no sinal de resposta (apenas no que respeita à onda de corte) se encontrava associada à inversão da polaridade do sinal emitido, frustrando os efeitos distorcionais e o ruído existente. Sem prejuízo da sua simplicidade, tratava-se de um processo apto à determinação do ponto de primeira inflexão, através do ponto de chegada da onda propagada, embora descredibilizado por estudos posteriores. Estudos esses que comprovaram a impossibilidade da sua aplicação à generalidade dos casos, por não prever a inversão total dos efeitos de vizinhança e demais factores, que se opera concomitantemente.

Não obstante, teve esta proposta o mérito de se constituir como fórum de discussão entre vários autores e abrir caminho ao desenvolvimento de soluções alternativas, em especial os métodos indirectos que, apesar de mais complexos, conferem maior grau de certeza e objectividade.

2.8.5.2 – Inversão do sinal do domínio da frequência

Outra forma de mensuração do tempo de propagação consiste na medição do intervalo de tempo respeitante à máxima correlação cruzada dos sinais registados dando-se por reproduzidas, a priori, as mesmas hipóteses traçadas anteriormente.

Concretamente, a correlação cruzada $CC_{xy}(t)$ de dois sinais é uma medida do grau de correlação entre esses sinais $X(T)$ e $Y(T)$, conforme resulta da expressão que aqui se reproduz, em que se representa a área comum limitada pelo sinal de entrada X , deslocado de um tempo de desvio t , e pelo sinal de saída Y .

$$CC_{xy} = \lim_{T_r \rightarrow \infty} \frac{1}{T_r} \int_{T_r} X(T) \times Y(T + t) dt \quad (28.9)$$

em que:

CC_{xy} é a correlação cruzada do sinal de entrada X ;

t é o intervalo de tempo entre os sinais;

T_r é o tempo de registo.

Ademais, a correlação cruzada CC_{xy} do sinal de saída $X(T)$, comumente um impulso de onda sinusoidal de frequência unívoca, com o sinal de resposta, registado num ponto diverso da origem, logra atingir um máximo para um dado tempo de desvio t , que corresponde ao tempo de propagação da onda entre os mencionados pontos de registo.

Ora, as transformadas de *Fourier* poderão ser utilizadas enquanto precioso método para o cálculo da correlação cruzada, no campo das frequências, assim permitindo efectuar a conversão com base no domínio dos tempos em que são registados os sinais. Este cálculo implica um número diminuto de passos, conforme consta das expressões apresentadas no ponto 3.3.2.4 e 3.3.2.5.

A representação dos sinais de saída $X(T)$ e entrada $Y(T)$, no âmbito das frequências, é concretizado na primeira expressão, por recurso aos espectros lineares desses mesmos sinais. Com efeito, a amplitude e o desfasamento (desvio ao ângulo de fase) de cada componente harmónica do sinal original, correspondem à magnitude e fase do espectro linear. Ao fornecer o espectro cruzado de potência, permite obter, para cada frequência, o produto das amplitudes e das diferenças de fase das componentes dos sinais nessa frequência, através das correspondentes magnitude (que permite a identificação da gama de frequência comum a ambos os sinais) e ângulo de fase.

No que concerne à análise da Equação 28.9, é possível vislumbrar que a correlação cruzada CC_{xy} é idêntica à transformada de *Fourier* inversa do espectro cruzado de potência. Aqui chegados, o valor máximo de CC_{xy} passará a ser facilmente determinável, já que o intervalo de tempo associado coincide com o tempo de propagação almejado.

Por fim, o método acima apresentado foi, em momento posterior, discutido por variados autores (Santamarina *et al.*, 1997 e Jovičić *et al.*, 1996), concluindo-se que esta determinação do tempo de propagação demanda que ambos os sinais sejam da mesma natureza, assim obrigando que as respectivas frequências sejam sensivelmente da mesma ordem de grandeza. De outro modo, poderão gerar-se erros claramente não desprezáveis.

2.8.5.3 – Análise de dispersão

Da análise do contributo de Bodare e Massarsch (1984), Viggiani e Atkinson (1995), poder-se-á almejar à determinação do “tempo de propagação do grupo”, através da interpolação linear dos ângulos de fase do espectro de potência cruzada na inerente gama de frequências. Dando voz a Arulnathan *et al.* (1998), afirmar-se-ia que um processo desta índole conduz a resultados semelhantes e incorpora erros idênticos ao do método originário, apresentado no ponto 2.8.5.2, pelo que, se concluiria pela maior simplicidade do método inversão do sinal do domínio da frequência.

Com efeito, é necessário admitir que os resultados erróneos que têm levado as metodologias assentes no domínio do tempo, inclusive encontrando-se documentação escrita que reporta discrepâncias de até 50% entre métodos divergentes. Tal dever-se-á, em grande monta, aos factores de erro já analisados, mas sem desprezo dos efeitos transientes, advenientes da aplicação de impulsos de onda simples – ciclos únicos – que se anulam com a adopção de ondas harmónicas contínuas. Ainda que não seja plausível a precisa identificação da chegada de uma onda contínua de modo directo, existem determinadas técnicas que auxiliam na obtenção dessa informação, a partir dos dados registados (Greening e Nash, 2002).

Destarte, o recurso a ondas sinusoidais contínuas, bem como de frequência variável, enquanto forma de determinar tempos de propagação de ondas de distorção em amostras de solo, é mesmo anterior à utilização de transdutores de flexão, como comprova Kaarsberg (1975) nas investigações que desenvolveu com *shear-plates*. Para tanto, fez-se uso de uma representação bidimensional xy , não dependente do tempo, ao passo que os sinais de entrada e saída podem ser associados a cada um dos eixos ($x = \text{entrada}$ e $y = \text{saída}$). Neste sentido, as figuras de Lissajous permitem a obtenção de indicações sobre ligações entre ambas as ondas, em especial sobre o ângulo de fase entre os dois sinais.

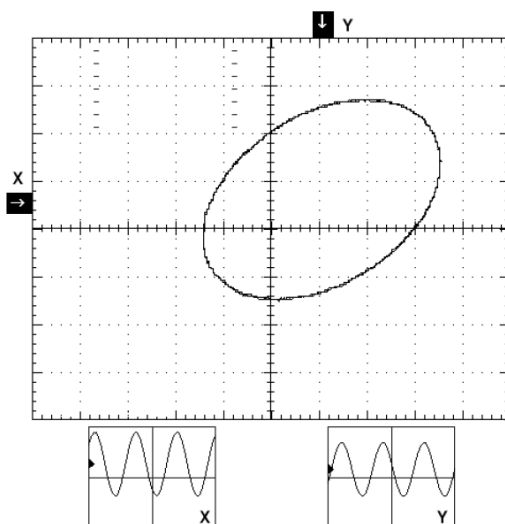


Figura 28.6 – Representação xy do método dos pontos de fase

Assim se vislumbra que, para certas frequências do sinal transmitido, a relação xy assumirá carácter linear, demonstrando uma condição de fase ou contra-fase entre as ondas, desta forma traduzindo ângulos de fase múltiplos, pares ou ímpares de π conforme, respectivamente, o declive positivo ou negativo da linha calculada.

A técnica que aqui se tem vindo a descrever, em geral denominada “identificação dos pontos de fase π ” (Sasche e Pao, 1978; Greening e Nash, 2002), alcandora-se nos postulados base da teoria de propagação das ondas, segundo a qual a velocidade V é função da frequência f e do comprimento da onda λ , ou, alternativamente, da distância percorrida L e do ângulo de fase ϕ_k entre as ondas que lhes correspondem. Tais asserções encontram-se reflectidas na Equação 43.4.

Por outro lado, a representação destas frequências, por oposição aos inerentes ângulos de fase, conduz a uma relação sensivelmente linear, em que o declive é proporcional ao tempo de propagação e, deste modo, à velocidade, pelo que pragmaticamente se aconselha a introdução do parâmetro N . Parâmetro esse definido na Equação 28.7, consistente no número de comprimentos de onda e inferido de parâmetros anteriores, onde reveste valores múltiplos de 0,5 para ângulos de fase múltiplos de π . Portanto, procedendo à alteração da velocidade na Equação 28.7 para a definida na expressão imediatamente anterior, obtém-se o número de comprimentos de onda em função do ângulo de fase, nos seguintes termos:

$$N = \frac{\phi(f)}{2\pi} \quad (28.10)$$

Relacionando N com o tempo de propagação da onda obtém-se:

$$t = \frac{N}{f} \quad (28.11)$$

Com efeito, a expressão matemática ressalta que, com as frequências de fase e contra-fase, condizem N comprimentos de onda conhecidos, consistentes em múltiplos consecutivos de 0,5. Analogicamente, a expressão imediatamente anterior deixa incontestada, para os ângulos de fase, a existência de uma relação linear, cuja inclinação reflecte directamente o tempo de propagação da onda na amostra. Relação linear essa que igualmente se obtém para o caso vertente, conforme se vislumbrará na Figura 28.7 que se segue:

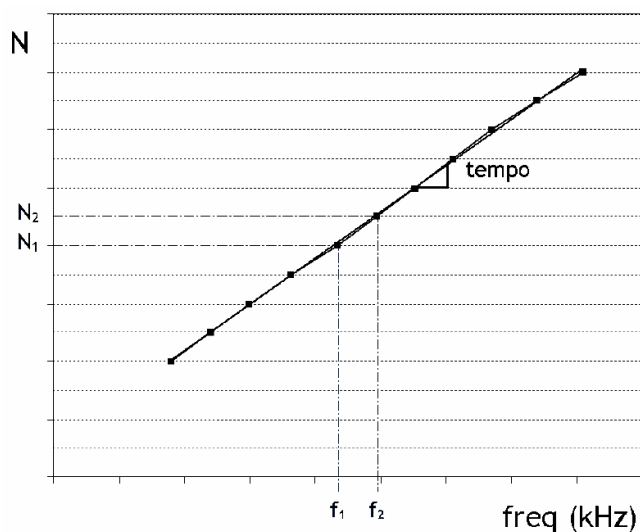


Figura 28.7 – Determinação do tempo de propagação através do método da dispersão (Ferreira, 2003)

Ora, a adopção de um sistema automático de aquisição, desde que indissociável de programas de análise espectral, comuns no âmbito da engenharia sísmica, integrado nos equipamentos de ensaio, cuja análise descritiva pertinentemente se fará, torna possível a realização, gestão e registo de ensaios ininterruptos em qualquer gama de frequências. Deste modo, lograr-se-á, com inexoráveis vantagens em termos de facilidade, rapidez e fiabilidade na determinação do tempo de propagação, um conjunto contínuo de resultados do tipo frequência, por contraste com os dos ângulos fase.

À guisa de conclusão, a metodologia analítica acima descrita, afigura-se como a opção mais objectiva e rigorosa, a fim de determinar o tempo de propagação das ondas contínuas, aqui em escrutínio, assim se podendo cogitar, e crer, numa automatização e sistematização inatingíveis, à luz de técnicas precedentes.

2.8.5.4 – Outros métodos

A metodologia em apreço tem por pressuposto que a onda transmitida se propaga ao longo da amostra, mas sendo reflectida na placa do elemento receptor, na extremidade contrária, regressando ao transmissor e de novo se dirigindo ao receptor. O segundo momento, caracterizado pelo retorno da onda ao elemento receptor, permite determinar a segunda chegada da onda, ao passo que o intervalo de tempo que medeia entre a primeira e segunda chegadas é tido como o dobro do tempo de propagação da onda. As considerações prévias obtêm confirmação através do gráfico da Figura 28.8, ilustrativo da aplicação do método, e segundo o qual o tempo é definido por via do intervalo entre os pontos A' e A'', B' e B'' ou C' e C''.

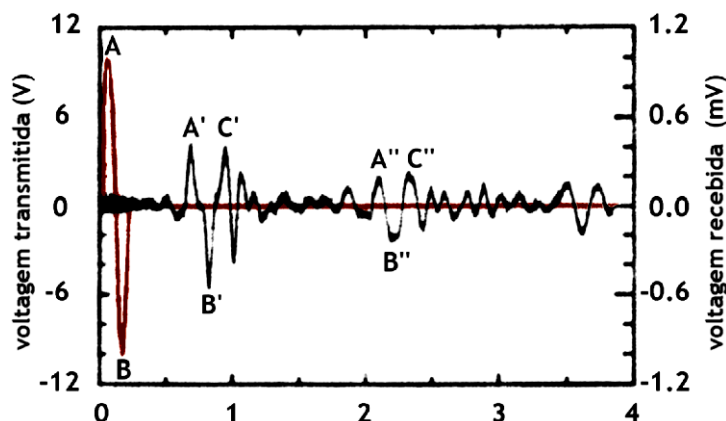


Figura 28.8 – Determinação do tempo de propagação de uma onda, pelo método da segunda chegada do sinal de resposta (adaptado de Arulnathan *et al.*, 1998)

Da análise gráfica ressalta que a ponderação da reflexão das ondas nas fronteiras diminui, parcialmente, o erro decorrente da primeira chegada da onda. Todavia, permanece a impossibilidade de expurgar os efeitos de vizinhança, tal como os demais efeitos não unidimensionais que ocorreram no decurso da propagação das ondas. De outra forma captação da segunda chegada pelo equipamento em função da menor energia e amplitude apresentadas não está garantida.

Deste modo, urge buscar outras metodologias que sirvam os propósitos de clareza e exactidão almejados. Neste sentido, não é de desprezar a aferição do tempo de propagação de um impulso entre dois pontos no espaço, através da medição pelo intervalo de tempo entre as posições típicas das ondas registadas nesses dois pontos. Pressuposto epistemológico prévio é (de novo) a adopção do princípio de ondas de expansão planar, a par da ausência de ondas reflectidas e/ou refractadas. As posições comumente utilizadas, bem como a aplicação geral do método, podem ser vislumbradas no gráfico que se segue, para o qual o tempo de propagação é calculado pelo intervalo de tempo entre os pontos A' e A'', B' e B'' ou C' e C'.

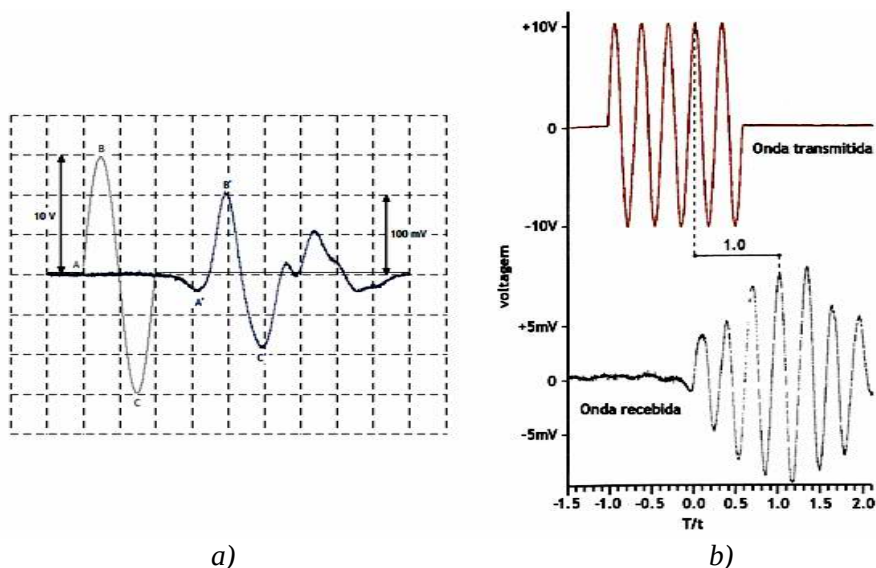


Figura 28.9 – Determinação do tempo de propagação de uma onda sísmica, pelo método do intervalo de tempo entre os pontos característicos dos sinais, para duas configurações da onda transmitida: a) impulso de onda; b) vários ciclos sinusoidais (Ferreira, 2003; adaptado de Jovićić *et al.*, 1996)

Ora conforme se pôde vislumbrar, as posições correntemente mais utilizadas situam-se nos primeiros pontos de inflexão da onda, vulgo, o primeiro pico ascendente, o primeiro pico descendente e as intersecções em zero. Em suma, trata-se de um procedimento profícuo na eliminação da subjectividade inerente às apreensões visuais, pois permite a identificação simples, fácil e precisa dos pontos.

Por fim, urge dar conta que o presente método foi aproveitado por Jovičić *et al.* (1996), no que concerne à identificação dos pontos característicos com vista à definição do tempo de propagação, para o seu mecanismo de excitação da onda de entrada à frequência de ressonância do receptor. Para tanto, alvitram os autores a emissão de diversos ciclos de ondas sinusoidais de idêntica frequência, determinando-se o tempo de propagação entre os pontos de pico correspondentes, interligados com a maior magnitude da onda de resposta.

2.9 – ANÁLISE ESPECTRAL

O presente ponto destina-se a apresentar breves introduções teóricas aos métodos complexos utilizados nos pontos 3.3 e 4.3.

2.9.1 – MÉTODO DE PRONY

O método de *Prony* ou método da exponencial complexa (MEC) é uma técnica utilizada para modelar sinais passageiros e determinísticos como um somatório linear de funções exponenciais complexas. O MEC foi desenvolvido em 1795 por Gaspard Riche e Baron Prony para explicar expansões de diversos gases (Marple, 1987). A principal vantagem do método de *Prony* em relação à análise de *Fourier* é a representação do tempo do sinal que vai decorrendo como a soma das funções exponenciais em vez das funções sinusoidais contínuas; que apenas oferecem uma verdadeira representação do sinal que atravessa o provete se for considerada uma janela de tempo infinita.

O MEC tem duas grandes diferenças em comparação com a transformada de *Fourier*: a) as funções sinusoidais podem crescer e decair; assim, os coeficientes de amortecimento são calculados directamente, e b) a resolução no domínio da frequência é aumentada devido às frequências das funções exponenciais serem directamente estimadas a partir do domínio tempo.

O MEC providencia resultados certos para análises de sinais passageiros, no entanto, a presença de ruído afecta os resultados (Osborne e Smyth 1995). Por isso, o pré-processamento do sinal para a redução de ruído é fortemente recomendado (Tallavó *et al.*, 2009). O MEC é um método paramétrico que tem sido utilizado para a identificação de respostas de impulsos de sistemas mecânicos (Slivinskas e Simonyte, 2006), caracterização de distorções de forma de onda em sistemas poderosos (Bracale *et al.*, 2007), análises de sinais não estacionários (Garoosi e Jansen, 2000), e em diversas aplicações onde o sinal pode ser representado como um somatório de sinusóides amortecidas. Neste trabalho, o MEC é utilizado para caracterizar a resposta de um transmissor ultra sónico. Em resultado, as frequências principais, coeficientes de amortecimento, amplitudes e ângulos de fase dos modos de vibração do transmissor são também obtidos.

Os valores discretos da vibração livre amortecida (y_n) de um sistema mecânico com um ou mais graus de liberdade são dados pela Equação 29.1.

$$y_n = \sum_{k=1}^N C_k e^{-\xi_k \omega_k (n\Delta t)} \cos(\omega_k (n\Delta t) + \phi_k) \quad (29.1)$$

em que:

C_k é a amplitude do sinal;

ξ_k o coeficiente de amortecimento;

ω_k a frequência angular;

ϕ_k o ângulo de fase;

Δ_t o passo de amostragem;

N o número da função exponencial;

$n = 0, 1, \dots, N_p$ com N_p sendo o número de valores discretos de y_n .

A Equação 29.1 pode também ser expressa como um somatório de funções exponenciais.

$$y_n = \sum_{k=1}^N \hat{C}_k Z_n^k \quad (29.2)$$

em que:

$$y_n = e^{(-\xi_k + j)\omega_k \Delta t} \quad (29.3)$$

Tomando o logaritmo natural, as seguintes relações para a frequência angular (ω_k) e o coeficiente de amortecimento (ξ_k) são obtidas pelas Equações 29.4 e 29.5.

$$\omega_k = \frac{1}{\Delta t} \text{imag} (\ln (Z_k)) \quad (29.4)$$

$$\xi_k = - \frac{\text{real}(\ln(Z_k))}{\text{imag}(\ln(Z_k))} \quad (29.5)$$

O MEC é baseado na avaliação da função resposta de impulso (IRF) correspondente, por isso, se a Equação 29.1 representar uma função resposta de impulso, a função de transferência é dada pela sua transformada em Z como explica a Equação 29.6.

$$H(Z) = \frac{B(Z)}{A(Z)} = \sum_{n=0}^L y_n Z^{-n} \quad (29.6)$$

onde $B(Z)$ e $A(Z)$ são funções polinomiais de ordem M e N respectivamente (M é o número de zeros e N o número de pólos respectivamente, deste modo a Equação 29.6 pode ser expandida para a série que se segue.

$$b_0 + b_1 Z^{-1} + \dots + b_M Z^{-M} = (y_0 + y_1 Z^{-1} + \dots + y_L Z^{-L})(1 + a_1 Z^{-1} + \dots + a_N Z^{-N}) \quad (29.7)$$

Onde $b_0; b_1; \dots; b_M$ e $a_1; a_2; \dots; a_N$ são coeficientes dos polinómios $B(Z)$ e $A(Z)$, respectivamente. Desde que os coeficientes $b_0; b_1; \dots; b_M$ e $a_1; a_2; \dots; a_N$ sejam reais os pólos e zeros de $H(Z)$ ocorrem em pares conjugados complexos. Equacionando a potência de Z de cada lado Equação 29.7 as seguintes equações podem ser obtidas.

$$b_0 = y_0$$

$$b_1 = y_1 + y_0 a_1$$

$$b_M = y_M + y_{M-1} a_1 + \dots + y_{M-N} a_N \quad (29.8)$$

$$0 = y_{M+1} + y_M a_1 + \dots + y_{M-N+1} a_N$$

$$0 = y_L + y_{L-1} a_1 + \dots + y_{L-N} a_N$$

A Equação 29.8 pode ser escrita em forma de matriz e dividida em duas partes. A parte inferior da matriz é definida em termos de medições de y_n e os coeficientes a_n . A ordem do numerador (M) é igual a (N) na maior parte dos casos práticos. Assim, para $M = N$ o resultado do sistema de equações

é impossível se L for menor que $2N$, é possível e indeterminado se L for maior que $2N$. Em ambos os casos, a matriz resultante não é quadrada.

Os coeficientes a_i podem ser obtidos pelo método dos mínimos quadrados. Uma vez determinados os coeficientes a_i , os coeficientes i , que representam os pólos do sistema, podem ser obtidos calculando as raízes da função polinomial de $A(Z)$. As frequências angulares ω_i e os coeficientes de amortecimento ξ_i são depois compreendidos utilizando as Equações 29.4 e 29.5, respectivamente.

Os coeficientes b_k são obtidos substituindo os coeficientes a_k na partição superior da Equação 29.8. De seguida, os coeficientes $\widehat{C}_k$ podem ser obtidos resolvendo o sistema de equações definido pela Equação 29.2. Finalmente, a função transferência é obtida pela Equação 29.6. Uma vez que um modelo paramétrico adequado foi utilizado para identificar os parâmetros dinâmicos de um conjunto de dados experimentais, o próximo passo é estimar a dimensão e a ordem modelo. A escolha de uma ordem apropriada é um dos aspectos mais críticos de qualquer método paramétrico. Não existe uma única teoria para a determinação da ordem ótima para o método de *Prony*. Se for escolhida uma ordem baixa, a *FRF* (função resposta de frequência) obtida tem uma resolução insuficiente, por outro lado, se for escolhido um modelo de ordem alta poderão ser produzidos falsos picos na *FRF* obviamente indesejáveis. A maior parte dos critérios para determinar a ordem do modelo são baseados no somatório residual dos erros ao quadrado entre a curva original e os sinais guardados. O amplamente utilizado critério de informação *Akaike* (CIA) é baseado na minimização do logaritmo da verdadeira semelhança da variação do erro prevista como uma função da ordem de modelo, e é dado pela seguinte expressão.

$$CIA = \ln(\sigma_y^2) + \frac{2N}{N_p} \quad (29.9)$$

em que:

σ_y^2 é a variação do erro prevista;

N_p é o número de pontos utilizados para representar o sinal;

N é a ordem do modelo.

O critério *CIA* inclui dois componentes principais: um tem em conta o erro na própria variação do erro, o segundo tem em conta o desvio dos coeficientes estimados $\hat{a}_i$ dos seus verdadeiros valores (devido à complexidade do modelo). A primeira componente decresce consoante o crescimento da segunda quando a ordem do modelo N aumenta. Assim, existe um valor ótimo para N que faz com que *CIA* seja mínimo.

2.9.2 – TRANSFORMADA DISCRETA DE *FOURIER*

Existem variadas formas de colocação em prática da Transformada Discreta de *Fourier*, mas, geralmente, esta é utilizada em sequências periódicas de números. Estes números podem surgir, por exemplo, como uma amostra discreta de valores de uma função analógica que decorre durante um determinado período e prorroga-se periodicamente. Pode também surgir como um conjunto de valores a partir das medições numa experiência, uma vez mais assumindo que se prorrogam periodicamente. Em qualquer caso, a Transformada Discreta de *Fourier* de uma sequência é uma nova sequência periódica e está relacionada com a original através da inversão da Transformada Discreta de *Fourier* similar à Transformada de *Fourier* invertida. A Transformada Discreta de *Fourier* figura-se útil na análise espectral das Séries de *Fourier* e da Transformada de *Fourier*.

Existem diferentes definições da Transformada Discreta de *Fourier* tal como para a Transformada de *Fourier*. Essas diferenças estão relacionadas, mas a leitura das várias vertentes denotam-se complexas e morosas. No presente trabalho será adoptada a definição utilizada no programa *MatLab*®, já que este utiliza em grande parte exemplos numéricos.

Para uma dada uma sequência de números periódica $\{f_k\}_{k=0}^{N-1}$ de período N . A Transformada de *Fourier* Discreta é uma sequência F_n para $n = 0, \dots, (N - 1)$ definida pela Equação 29.10.

$$F_n = \sum_{k=0}^{N-1} f_k e^{-2\pi i n k / N} \quad (29.10)$$

em que:

$$i \text{ iguala } \sqrt{-1}.$$

No *MatLab*® não é permitido a utilização do índice zero ou de um índice negativo, então as sequências são $\{f_k\}_{k=1}^N$ e a Transformada Discreta de *Fourier* é calculada pela Equação 29.11.

$$F_n = \sum_{k=1}^N f_k e^{-2\pi i (n-1)(k-1)/N}, n = 1, 2, \dots, N \quad (29.11)$$

Neste caso, a fórmula para a Transformada Discreta de *Fourier* Discreta Inversa permite verificar a Equação 29.12.

$$F_n = \sum_{k=1}^N F_n e^{-2\pi i (n-1)(k-1)/N}, k = 1, 2, \dots, N \quad (29.12)$$

É possível também expressar a Transformada Discreta de *Fourier* e a Transformada Discreta de *Fourier* Inversa por uma multiplicação de matrizes, do seguinte modo $\vec{f} = [f_1 \dots f_n]^T$ e $\vec{F} = [F_1 \dots F_n]^T$. Escrevendo a primitiva da enésima raiz da unidade através $w_N = \exp(-2\pi i / N)$ e a matriz $N \times N$, $\mathcal{F}_N$ com k na enésima entrada obtém-se a seguinte equação.

$$[\mathcal{F}_N]_{k,n} = [w_N^{k n}]_{k,n} \quad (29.13)$$

Então a Transformada Discreta de *Fourier* é

$$\vec{F} = \mathcal{F}_N \vec{f} \quad (29.14)$$

E a Transformada Discreta de *Fourier* Inversa é

$$\vec{f} = \frac{1}{N} \mathcal{F}_N^T \vec{F} \quad (29.15)$$

Esta definição está relacionada com a Transformada de *Fourier* de sinal casual $f(t)$, que é efectivamente zero para $t > T$, como se demonstra de seguida.

Para uma janela de tempo de tamanho T e número de pontos de amostragem N , define-se o espaço amostral como $T_s = \frac{T}{N}$. Os pontos da amostra são $t_k = k T_s$ para $k = 0, \dots, (N - 1)$, ($\dots, t_k = k \frac{T}{N}$). De seguida define-se $f_k = f(t_k)$. Associando, define-se a frequência de pontos de amostragem $w_n \equiv \frac{2\pi n}{T}$ onde o número $\frac{2\pi}{T}$ é a frequência fundamental. Considera-se o problema de aproximação da Transformada de *Fourier* de f nos pontos $w_n \equiv \frac{2\pi n}{T}$. A resposta exacta é escrita na forma da Equação 29.15.

$$F(w_n) = \int_{-\infty}^{\infty} e^{-i w_n t} f(t) dt, n = 0, \dots, (N - 1) \quad (29.16)$$

Para $f \sim 0$ para $|x| > T$.

$$F(w_n) \simeq \int_0^T e^{-i w_n t} f(t) dt, n = 0, \dots, (N - 1) \quad (29.17)$$

Aproximando este integral através de uma soma aproximada de *Riemann* usando os pontos t_k definidos acima obtém-se a seguinte equação:

$$F(w_n) \simeq T_s \sum_{k=0}^{N-1} e^{-i w_n t_k} f(t_k) \quad n = 0, \dots, (N-1) \quad (29.18)$$

Substituindo as definições de w_n , t_k e T_s em termos de T e N gera-se:

$$F(w_n) \simeq T_s \sum_{k=0}^{N-1} e^{-2\pi i n k / N} f(t_k) \quad n = 0, \dots, (N-1) \quad (29.19)$$

Por último, da relação entre as Equações 29.18 e 29.19:

$$F\left(\frac{2\pi n}{T}\right) \simeq \frac{T}{N} F_n \quad (29.20)$$

Assim verifica-se a relação entre a Transformada de *Fourier* e a Transformada Discreta de *Fourier*. A definição verificada permite o bom processamento numérico dos sinais, assumindo que o sinal analógico original é casual, ou seja, $f(t) = 0$ para $t > 0$.

2.9.3 – TRANSFORMADA EM Z

Considere-se um sinal $x(k)$, real, em tempo discreto (ou seja, em que a variável independente k , é um número inteiro). A sua transformada Z é definida por:

$$X(z) = z\{x(k)\} = \sum_{k=-\infty}^{+\infty} x(k) z^{-k} \quad (29.21)$$

em que:

$$Z \in \mathcal{C}.$$

É de salientar que a variável k é uma variável muda, ou seja, uma variável que desaparece uma vez calculado o somatório da Equação 29.21. A transformada em Z converte o sinal, função do tempo discreto k , numa função complexa $X(z)$.

Em geral, a expressão $\sum_{k=-\infty}^{+\infty} x(k) z^{-k}$ não converge para todos os valores de $Z \in \mathcal{C}$. Normalmente este somatório pode ser calculado apenas numa região – a região de convergência, a qual é um subconjunto de $\mathcal{C}$. O conceito por detrás desta transformada pressupõe que a substituição da função $x(k)$ por uma $X(z)$ seja de modo a que o processamento de $X(z)$ e as conclusões que sobre ele sejam tiradas, tenham uma equivalência em $x(k)$ como ilustra a Figura 29.1.

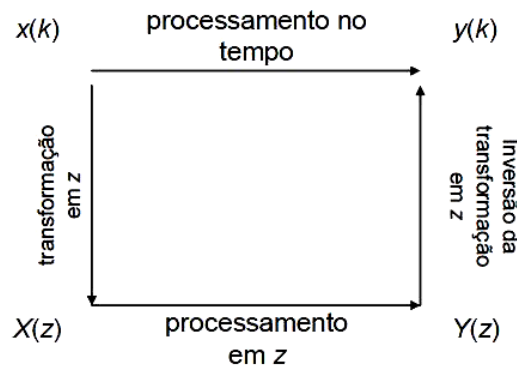


Figura 29.1 – Utilização da Transformada em Z

Este método pressupõe a existência de um mecanismo de inversão da transformação em Z , associado a uma relação biunívoca entre o sinal no tempo $x(k)$ e a sua transformada $X(z)$.

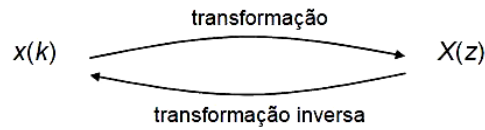


Figura 29.2 – Relação biunívoca da transformação em Z

Considere-se a seguinte transformada Z:

$$X(z) = \frac{z}{z-a} \quad (29.22)$$

Esta expressão não tem significado para $z = a$, pois corresponderia a uma expressão do tipo $a/0$. Os valores de z para os quais o valor de uma transformada Z não se encontra definida são designados por pontos singulares. Quando estes pontos singulares se encontram isolados, como é o caso do exemplo dado, tomam o nome de pólo. Assim, o ponto $z = a$ é um pólo da expressão $X(z) = \frac{z}{z-a}$.

Associado à expressão $X(z) = \frac{z}{z-a}$ existe um outro ponto relevante. É fácil verificar que para $z = 0$ temos $X(z) = 0$. Aos pontos do plano complexo em que uma função se anula (ou seja, vale 0) dá-se a designação de zeros da função. Assim, o ponto $z = 0$ é um zero da expressão $X(z) = \frac{z}{z-a}$.

Considere-se um sinal $x(k)$ com a propriedade explicitada na expressão seguinte:

$$X(k) = \begin{cases} X(k) = 0 & , k < k_0 \\ X(k) \text{ sem restrição} & , k \geq k_0 \end{cases} \quad (29.23)$$

Este sinal designa-se por sinal lateral direito, pois toma valores diferentes de zero para a direita de um dado instante k_0 .

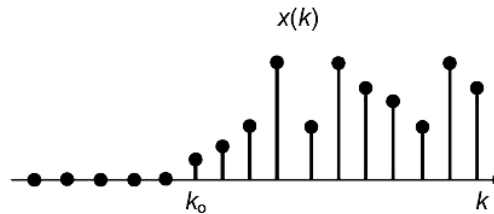


Figura 29.3 – Sinal lateral direito

Considere-se agora um sinal $x(k)$ com a propriedade

$$X(k) = \begin{cases} X(k) = 0 & , k > k_0 \\ X(k) \text{ sem restrição} & , k \leq k_0 \end{cases} \quad (29.24)$$

Este sinal designa-se por sinal lateral esquerdo, pois toma valores diferentes de zero apenas para a esquerda de um dado instante k_0 .

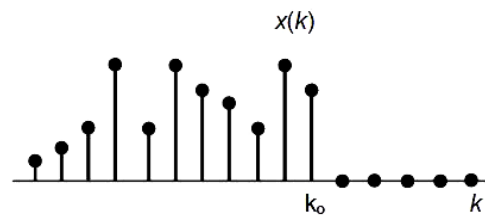


Figura 29.4 – Sinal lateral esquerdo

Em alguns casos o sinal pode ser classificado, simultaneamente, como sinal lateral direito e sinal lateral esquerdo. Na Figura 29.5 representa-se um sinal com estas características. Estes sinais tomam o valor zero em todos os instantes de tempo com a exceção de um intervalo de tempo de comprimento limitado $k_1 \leq k \leq k_2$. Por este motivo tais sinais designam-se de duração limitada.

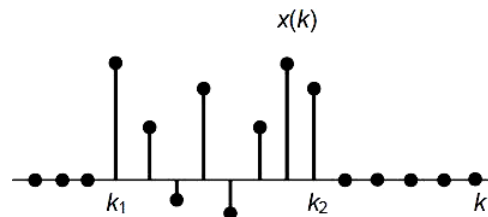


Figura 29.5 – Sinal de duração limitada

Um sinal que não tem nenhuma destas características designa-se por sinal bilateral. A forma do sinal influencia a região de convergência da respectiva transformada. A caracterização desta relação permite estabelecer um conjunto de propriedades. A região de convergência de $X(z)$ é, em geral, uma coroa circular, centrada na origem do plano complexo. Se o sinal é lateral direito, a respectiva região de convergência é o exterior da circunferência, centrada em zero, que passa pelo pólo mais afastado da origem. Se o sinal é lateral esquerdo, a respectiva região de convergência é o interior da circunferência, centrada em zero, que passa pelo pólo mais próximo da origem. Se o sinal é bilateral, isto é, se for passível de ser transformado em Z , a sua região de convergência será uma coroa circular. Se o sinal é de duração finita, a sua região de convergência é o plano complexo completo, com a possível exceção de $z = 0$. A região de convergência da transformada em Z de um sinal não contém pólos (todos os pólos da transformada em Z do sinal se encontram fora da sua região de convergência).

Temas como a transformada Z inversa, linearidade, translação no tempo, modulação, multiplicadores, inversão e convolução no tempo, teorema de valor inicial e final, função transferência e condições de estabilidade são bastante complexos, com aplicações superficiais no que diz respeito ao caso a estudar, por isso, não serão aprofundadas no desenvolvimento deste trabalho.

2.10 – CARACTERIZAÇÃO DAS PROPRIEDADES DINÂMICAS DE PROVETES DE ROCHAS

2.10.1 – INTRODUÇÃO

Na Geologia é comum distinguir rochas e solos a partir da capacidade de dissolução numa solução aquosa. A rocha não se dissolve quando remexida em água, já o solo, possui as características necessárias para uma melhor homogeneização no mesmo solvente. Em Geotecnia, esta definição não é suficiente para destrinçar, por exemplo, um solo altamente cimentado e uma rocha. Lambe e Whitman (1969) apresentaram o conceito de coesão aparente e aplicaram-no aos solos enquanto a coesão no sentido lato permaneceu uma característica para os não solos. A resistência à tracção não desprezável é

apresentada por Hudson (1989) como uma característica exclusiva das rochas no que diz respeito a materiais geotécnicos.

Uma rocha é parte constituinte de um maciço rochoso. Estes encontram-se fragmentados micro e macroscopicamente. As suas propriedades mais preponderantes em escavações são as orientações desses fragmentos, vulgo descontinuidades. O material existente entre as descontinuidades forma a “matriz rochosa”, muitas vezes denominada de “rocha intacta”, termo por vezes inadequado, já que o material pode apresentar alguma alteração (Azevedo e Marques, 2002). A rocha é usualmente caracterizada pela sua deformabilidade (transcrita pelo coeficiente de *Poisson* e módulo de elasticidade) e resistência à compressão não confinada.

A mecânica das rochas foi definida pelo *Committee of Rock Mechanics of the Geological Society of America* como: “a ciência teórica e aplicada do comportamento mecânico da rocha; é o ramo da mecânica que se preocupa com a resposta da rocha aos campos de força do seu ambiente físico”. O estudo das rochas é de vital importância na Engenharia Civil, pois é a ciência que permite prever o comportamento da envolvente em algumas instalações subterrâneas, fundações e minas, entre outros...

Derivada da enorme importância do estudo das mecânicas das rochas, o presente trabalho relata, no ponto 4.5, os resultados dos ensaios realizados sobre provetes de rocha, aplicando as mesmas metodologias que foram utilizadas nos provetes de solo-cimento no Laboratório de Geotecnia da FEUP. Os pontos seguintes apresentam as características fundamentais para caracterização das propriedades dinâmicas nos provetes de rochas. Alguns dos índices físicos utilizados nos provetes de rocha são apresentados no ponto 2.10.2.

2.10.2 – PESO VOLÚMICO E POROSIDADE

As tensões verticais na crosta terrestre estão directamente relacionadas com o peso volúmico das rochas. Quanto maior o grau de alteração, menor se apresentará o peso volúmico. A densidade relativa da rocha é representada pelo parâmetro G_V e é calculada pela Equação 210.1.

$$G_V = \frac{\gamma}{\gamma_w} \quad (210.1)$$

em que:

γ_w é o peso volúmico da água a 4 °C

A densidade relativa dos grãos é fornecida pela Equação 210.2

$$G_S = \frac{\gamma_s}{\gamma_w} \quad (210.2)$$

em que:

G_S é a densidade relativa dos grãos;

γ_s é o peso volúmico dos grãos.

O peso volúmico, por sua vez, é calculado pela Equação 210.3.

$$\gamma = \frac{P_s + P_w}{V} \quad (210.3)$$

em que:

γ é o peso volúmico da rocha;

P_s é o peso das partículas sólidas;

P_w é o peso da água;

V é o volume total da amostra.

O peso volúmico pode ainda ser relacionado com diferentes estados de humidade, incluindo seco, saturado e estados intermédios. Existe influência directa deste índice físico com a resistência e deformabilidade da rocha. À semelhança do que acontece com os solos, a resistência à compressão e o módulo de elasticidade aumentam com o peso volúmico. A porosidade é uma característica importante e também se relaciona com o peso volúmico. Esta grandeza é obtida pela Equação 210.4.

$$\eta = \frac{V_v}{V} \times 100 \quad (210.4)$$

em que:

V_v é o volume de vazios na amostra.

A idade geológica da rocha e a profundidade a que esta se encontra estão inversamente relacionadas com a diminuição da porosidade. Este fenómeno deve-se à maior estabilidade dos minerais em rochas mais antigas, pois os mais instáveis encontram-se alterados ou substituídos por outros mais estáveis. As rochas ígneas ou metamórficas pertencem ao grupo com menor porosidade apresentando valores normalmente inferiores a 5%. O principal factor provocante de um aumento da porosidade é o intemperismo.

Os parâmetros apresentados constituem os principais agentes transformadores das velocidades de propagação das ondas sísmicas nos provetes de rochas. Em consequência, trata-se também, dos principais índices físicos que afectam a rigidez dos provetes. O módulo de elasticidade dinâmico e o coeficiente de *Poisson* dinâmico constam dos únicos parâmetros mecânicos a avaliar neste trabalho.

2.10.3 – PARÂMETROS A ESTIMAR ATRAVÉS DAS VELOCIDADES DE PROPAGAÇÃO DAS ONDAS SÍSMICAS

À semelhança dos solos, as vibrações sísmicas nas rochas propagam-se essencialmente por ondas longitudinais e transversais. As suas velocidades dependem teoricamente da rigidez longitudinal, do coeficiente de *Poisson* dinâmico e da massa volúmica. Na prática verifica-se uma alteração nas velocidades de propagação em função do estado de alteração e fissuração das rochas. Esta característica é deveras complexa e pode ser confundida com as variações impostas apenas pela massa volúmica. Para uma rocha muito fissurada, as velocidades de propagação das ondas de compressão e transversais são menores, apesar do coeficiente de *Poisson* dinâmico poder não sofrer qualquer alteração. Neste sentido, uma velocidade apenas, pode ser representativa para a avaliação do grau de alteração de uma qualquer rocha quando comparada com a velocidade de propagação da mesma rocha mas sem esta apresentar níveis de alteração elevados.

Existe uma dinâmica acentuada dos índices físicos em função da velocidade de propagação das ondas sísmicas. Resumidamente, quando a velocidade decresce com o aumento da porosidade, cresce com o aumento da massa volúmica, com a história das tensões efectivas e, por último, com a presença de água.

O equipamento utilizado para a determinação das velocidades de propagação das ondas sísmicas nos provetes de rochas foi o mesmo que o dos solos e está descrito no ponto 3.2.2.1.

Fourmaintraux (1976) propôs um índice de qualidade (IQ) das rochas com base nas velocidades de propagação das ondas de compressão. Para o cálculo do IQ é necessário submeter uma amostra a um

ensaio com transdutores ultra-sónicos de compressão como o explicado no ponto 3.2.2.2. É necessário proceder a uma avaliação da composição mineralógica da rocha a analisar. A velocidade sem alteração, V_L^* , devido às fissuras é obtida pela Equação 210.5.

$$\frac{1}{V_L^*} = \sum_i \frac{V_i}{V_{L,i}} \quad (210.5)$$

em que:

V_L^* é a velocidade de propagação das ondas de compressão no total da rocha;

V_i é o volume ocupado pelo mineral i na amostra em percentagem;

$V_{L,i}$ é a velocidade das ondas de compressão no mineral i .

Após a determinação de V_L^* , a razão entre o valor ditado pelo ensaio e o valor calculado fornece o índice de qualidade apresentado por Fourmaintraux (1976).

$$IQ(\%) = \frac{V_L}{V_L^*} \times 100 \quad (210.6)$$

Com base em ensaios de laboratório e observações microscópicas das fissuras Fourmaintraux (1976) apurou a extrema sensibilidade do índice de qualidade com o grau de fissuração.

2.10.4 – PROPRIEDADES DE DEFORMABILIDADE

A transição de uma rocha intacta para maciço rochoso muito fracturado é caracterizada por diferentes comportamentos mecânicos. A avaliação de quaisquer propriedades de uma amostra de rocha intacta é realizada com melhor qualidade que a mesma amostra, mas fracturada. Ensaio à escala real de maciços muito alterados é extremamente complexa e repleta de imprecisões, pois existem fortes probabilidades de desintegração do maciço durante o processo de transporte.

Para medir a deformabilidade das amostras de rochas intactas, os ensaios utilizados são de carácter comum assim como a sua instrumentação. Para provetes de rochas mais alterados existe alguma dificuldade na avaliação do módulo de elasticidades pelos ensaios convencionais, uma vez que à semelhança dos provetes de solo-cimento, associadas às primeiras deformações elásticas surgem em segunda instância deformações plásticas. Quando o valor do módulo de elasticidade é calculado directamente a partir da primeira tangente do gráfico tensão-deformação o parâmetro toma o valor de módulo de elasticidade dinâmico. Esta teoria é também comum aos solos.

Deere (1968) apresentou um parâmetro descrito pela razão entre o módulo de elasticidade e a deformação correspondente. Através de múltiplos registos do módulo de elasticidade em função da deformação, Deere, pretendia estabelecer uma lei que pudesse explicar essa variação. Os trabalhos deste autor foram interrompidos pela incapacidade da avaliação do módulo de elasticidade para as muito pequenas deformações. Nos dias de hoje, existem equipamentos mais sofisticados que permitem aplicações de impulsos que originam deformações na ordem do 10^{-6} , como é o exemplo dos ensaios com transdutores ultra-sónicos ou coluna ressonante. No entanto, para esta grandeza existe um universo de deformações por estudar. Não estão disponíveis dados concretos e credíveis que possam avaliar se a deformação imposta por dois impulsos iguais consecutivos provocam exactamente a mesma deformação no provete.

Os ensaios de campo estão associados a custos elevados e podem não reflectir a deformabilidade de maciço, dependendo da situação particular deste e do ensaio a aplicar (Azevedo e Marques, 2002). A

deformabilidade no campo pode ser medida através de um carregamento na superfície e monitorizando as deformações resultantes.

No caso de rochas possuidoras de apenas uma família de descontinuidades, é possível calcular as constantes elásticas para um material contínuo equivalente, considerando a rocha intacta como um meio isotrópico e que as descontinuidades estão espaçadas aproximadamente do mesmo valor.

3

PROGRAMA EXPERIMENTAL

3.1 – CARACTERIZAÇÃO DO SOLO

3.1.1 – INTRODUÇÃO

O solo utilizado, proveniente de duas misturas, é parte constituinte do Campo Experimental da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (CEFEUP). Conhecido como solo residual do CEFEUP, foi já explorado por diversos autores com relevo para o estudo exaustivo de Ferreira (2009) na sua condição integral, tanto em amostras indeformadas como remoldadas. O trabalho efectuado permitiu que este estudo do comportamento a muito pequenas deformações, do mesmo solo artificialmente cimentado, partisse de uma fase mais avançada. No presente ponto são descritos alguns dos resultados obtidos por parte destes investigadores que trabalharam sobre este solo artificialmente cimentado.

Lopes (2007) realizou os primeiros estudos acerca do solo do CEFEUP, através de análises granulométricas e ensaios *Proctor* para determinar o teor em água ótimo e o correspondente peso volúmico máximo. Vitali (2008), com o intuito de estudar os parâmetros de rigidez e resistência, recolheu novas amostras do mesmo solo. Desta vez, a distribuição granulométrica não coincidiu com a curva outrora calculada por Lopes. Para aproveitamento de alguns dos parâmetros calculados pelo investigador em 2007, Vitali procedeu a uma correcção à curva por si obtida visando maximizar a aproximação à primeira determinada por Lopes. Walid (2007) disponibilizou dados resultantes de ensaios triaxiais cíclicos do mesmo solo, mas desta vez introduzindo cimento na sua constituição. Vitali (2008) faz também referência a alguns parâmetros deduzidos de ensaios estáticos.

O presente ponto realça apenas trabalhos elaborados por autores anteriores. Não explica procedimentos realizados pelos autores, nem a sua aplicação aos principais objectivos deste trabalho. Como se trata de um solo específico de um determinado local, não faria sentido a colocação do objecto de estudo no capítulo 2, onde é explicitado o estado da arte, com referência aos métodos sísmicos.

3.1.2 – ANÁLISE GRANULOMÉTRICA

Lopes (2007), aplicando a norma *LNEC-E 196-1966*, chegou à curva granulométrica representada na Figura 31.1, classificando o solo como uma areia silto - argilosa.

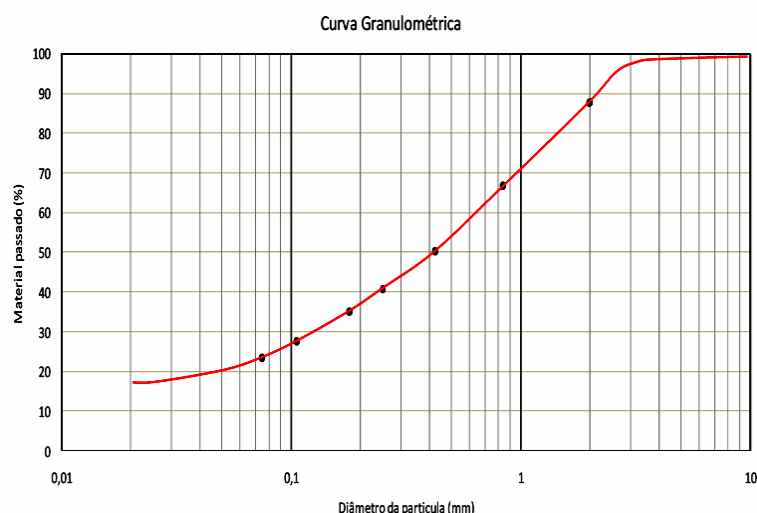


Figura 31.1 – Curva granulométrica obtida por Lopes (2007)

Vitali (2008) realizou novos ensaios granulométricos de uma outra amostra de solo oriunda do CEFEUP, tendo optado por efectuar uma rectificação da curva granulométrica obtida (*vide* Figura 32.2), de forma a aproximá-la à alcançada por Lopes (2007) para dessa forma, ambas as observações serem passíveis de comparação.

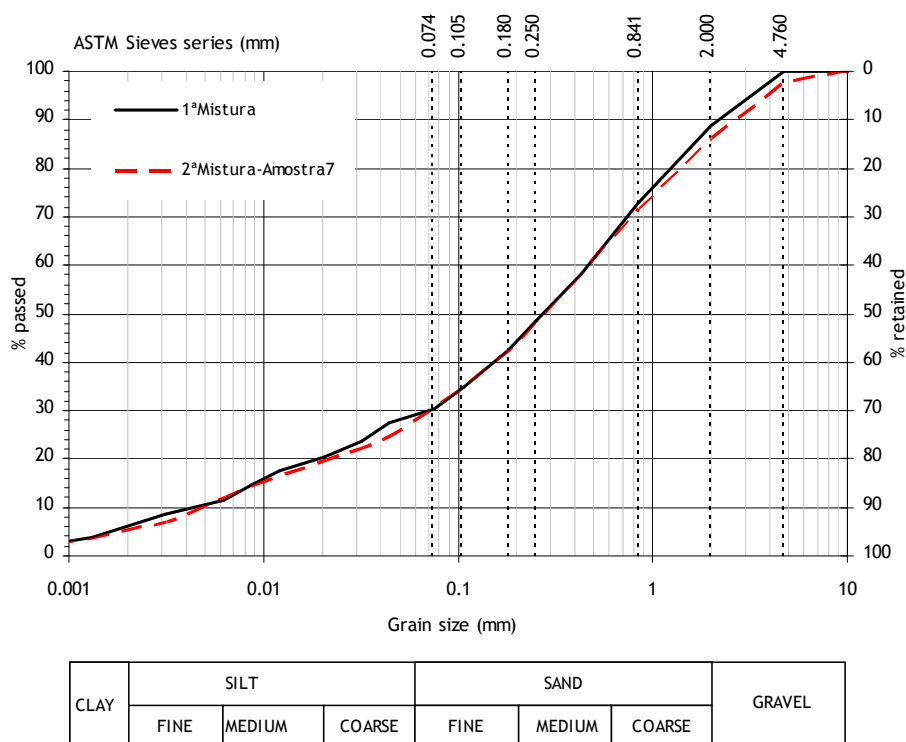


Figura 31.2 – Curvas granulométricas obtidas por Vitali (2008)

No respeitante à classificação deste solo, Vitali (2008) lançou mão da nomenclatura *ASTM*, classificando-o de SM, areia siltosa, resultado de uma percentagem superior a 50% de retidos no peneiro nº 200, mais de 50% de passados no peneiro nº 4 e mais de 12% de finos. Os finos foram classificados como ML, silte arenoso, valendo-se dos limites de *Atterberg*, nos quais se alcançou um

índice de plasticidade (IP) de 2 e de 4, para a primeira e segunda amostras, respectivamente. Deparando-se com tão reduzidos valores de IP, Vitali (2008) assumiu que o solo é não plástico.

Das análises granulométricas por sedimentação, obtiveram-se os seguintes valores para os diâmetros “padrão”:

- $D_{10} = 0,004 \text{ mm}$
- $D_{30} = 0,07 \text{ mm}$
- $D_{60} = 0,45 \text{ mm}$

Na aferição do grau de uniformidade e de curvatura, aplicam-se os supracitados valores nas Equações 31.1 e 31.2.

$$C_u = \frac{D_{60}}{D_{10}} \quad (31.1)$$

$$C_c = \frac{(D_{30})^2}{D_{10} \times D_{60}} \quad (31.2)$$

Substituindo valores obtém-se:

$C_u = 112,50$, em que: $C_u > 6 \Rightarrow$ solo bem graduado

$C_c = 2,72$, em que: $1 < C_c < 3 \Rightarrow$ solo bem graduado

Na Figura 31.3, é visível a representação das curvas granulométricas obtidas para o solo correspondente às duas amostras, utilizadas no decorrer desta investigação, através dos ensaios de sedimentação e peneiração.

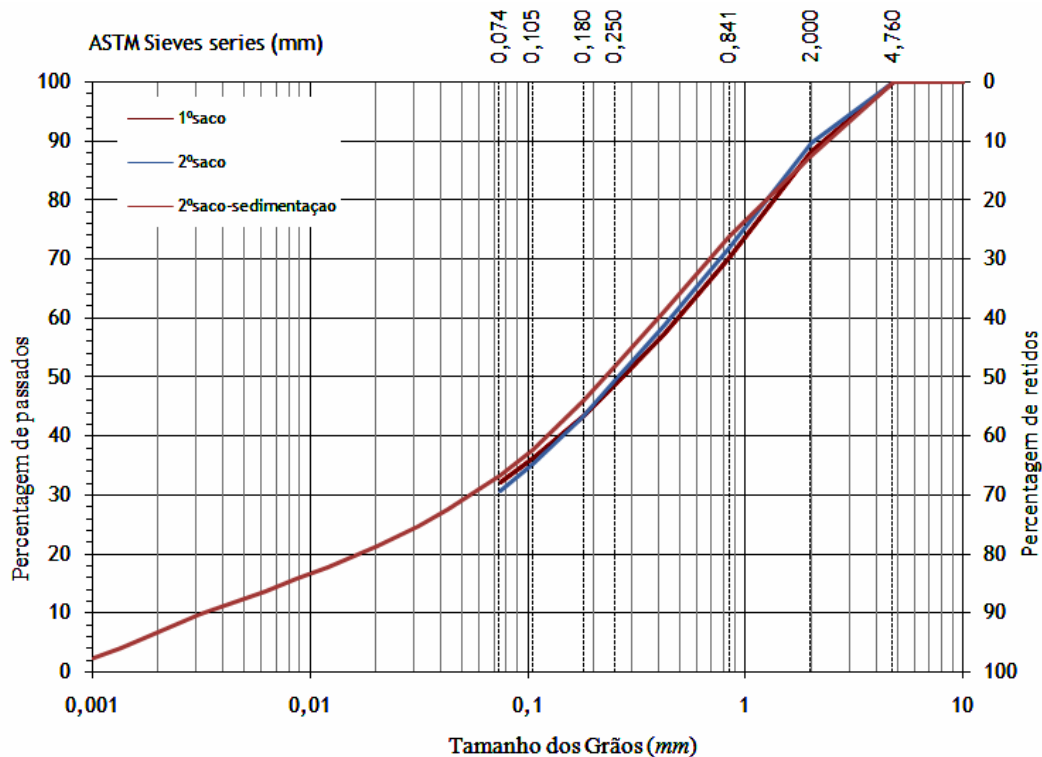


Figura 31.3 – Curvas granulométricas correspondentes ao solo utilizado

Comparando as curvas obtidas na recolha das duas amostras (*vide* Figura 31.3) com a granulometria obtida por Vitali (2007) (*vide* Figura 31.2) conclui-se que estas são semelhantes, não sendo, portanto, necessária a aplicação de uma nova correcção granulométrica para aproximar ambas as curvas.

3.1.3 – LIMITES DE ATTERBERG

Os limites de *Atterberg*, ou limites de consistência, são dos parâmetros mais representativos de um solo, pois expressam a natureza dos mesmos. São de carácter fundamentalmente empírico mas denotaram, ao longo dos anos, ser de grande importância nos estudos da mecânica dos solos. Para os trabalhos a realizar, são particularmente relevantes os limites de liquidez e plasticidade, pois a condição dos provetes a ensaiar deverá encontrar-se numa região compreendida por ambos.

A primeira e segunda misturas apresentaram um limite de liquidez de 32% e 35%, respectivamente. Em relação ao limite de plasticidade, as leituras foram de 30% e 31% para a primeira e segunda misturas, respectivamente. O índice de plasticidade médio entre as duas misturas, calculado pela Equação 31.3, foi de 3%, utilizando a média dos limites referidos.

$$IP = w_L - w_P \quad (31.3)$$

em que:

IP é o índice de plasticidade;

w_L é o limite de liquidez;

w_P é o limite de plasticidade.

Os resultados obtidos permitem aproximar este solo a um “não plástico”.

3.1.4 – TEOR EM ÁGUA ÓPTIMO

Nas obras geotécnicas, os aterros são normalmente compactados para o teor em água ótimo. Para reproduzir esta situação, também os provetes analisados neste trabalho foram compactados para essa percentagem aquosa. Para a determinação do teor em água ótimo do solo, Lopes (2007) socorreu-se do ensaio *Proctor*.

Este último encontra-se normalizado (ASTM D-698) e resume-se à compactação de uma amostra de solo num molde cilíndrico em várias camadas. Estas são comprimidas mediante um pilão com o peso padronizado, que é largado contra a amostra de uma determinada altura, também ela normalizada.

Os moldes empregues terão um de dois tamanhos (um grande e um pequeno) que variam em função da granulometria do solo. Se a energia de compactação for baixa, o ensaio apelida-se de “*Proctor Normal* ou *Leve*”; sendo elevada a energia, o ensaio denominar-se-á “*Proctor Modificado* ou *Pesado*”.

As energias utilizadas são normalizadas e têm como objectivo simular os equipamentos de compactação em obra. O *Proctor Modificado* foi usado para simular cargas mais elevadas por motivo do contínuo progresso do equipamento de compactação.

Lopes (2007) efectuou os ensaios *Proctor Normal* e *Proctor Modificado*. No ensaio de compactação leve, utilizou um molde cilíndrico de metal com 102 mm de diâmetro interno e uma altura de 117 mm, apetrechado com alongas. Para a efectivação dos referidos ensaios, foi o solo dividido em seis fracções, cada uma com um mínimo de 2000 gf.

O solo é então compactado com o pilão leve, aplicando-se vinte e cinco pancadas em cada uma das camadas, sendo que cada uma destas deve permanecer com uma altura entre 4 e 4,5 cm, num total de três camadas. O que diverge para o *Proctor Modificado*, à parte do peso do pilão, é a altura de queda e as características das camadas, agora com 2,5 cm e cinco camadas. Posteriormente à compactação das mesmas, a alona é retirada e com o apoio de uma espátula recolhe-se o excesso de solo, sendo a pesagem do molde efectuada com o solo húmido. A etapa subsequente consiste na retirada do molde e na pesagem apenas do solo húmido. Por fim, subtraem-se duas parcelas de solo do seio da amostra, com cerca de 2 cm de cada um dos topos, com o propósito de aferir o teor em água óptimo, obedecendo, para tal, aos trâmites ditados pela *ASTM D-1556*.

O estudo das conclusões obtidas é expresso num gráfico, onde no eixo das ordenadas se define o peso volúmico seco das amostras e no eixo das abcissas o correlativo teor em água determinado pelo ensaio de *Proctor*.

Na fixação do peso volúmico seco, aplica-se a Equação 31.4.

$$\gamma_d = \frac{\gamma_T}{100+w} \times 100 \quad (31.4)$$

em que:

γ_d é o peso volúmico seco;

γ_T é o peso volúmico húmido;

w é o teor em água do solo em percentagem.

Os resultados alcançados por Lopes (2007) para a compactação leve constam da Figura 31.4. Já as conclusões obtidas para o *Proctor Modificado* encontram-se na Figura 31.5.

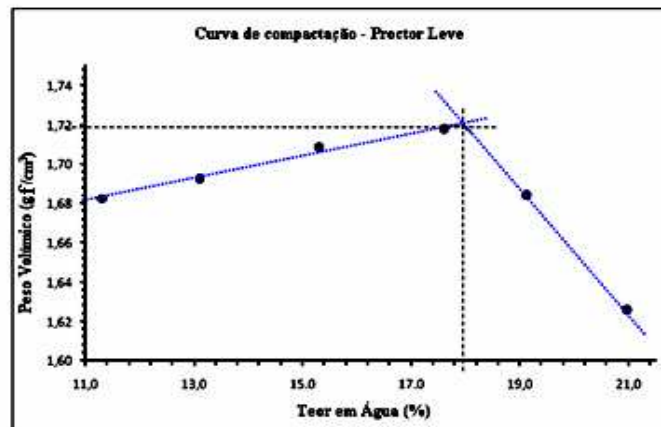


Figura 31.4 – Resultados obtidos no Ensaio *Proctor* Leve – amostra de solo residual (Carneiro, 2009; adaptado de Lopes, 2007)

O teor em água óptimo obtido pelo ensaio *Proctor* Leve é de 18%, para um peso volúmico seco de 1,7 gf/cm³ (16,9 kN/m³).

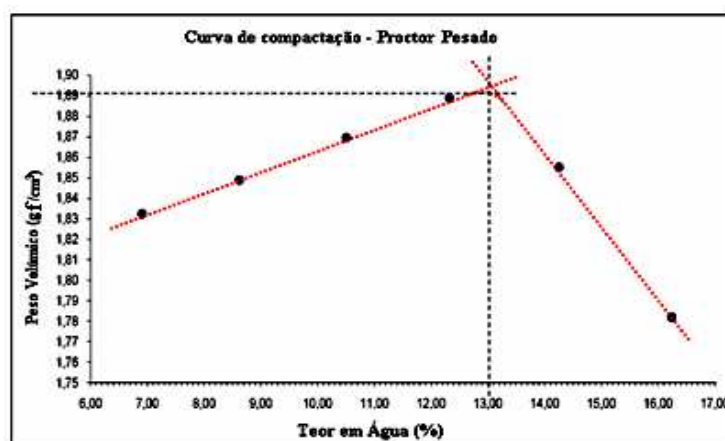


Figura 31.5 – Resultados obtidos no Ensaio *Proctor* Pesado – amostra de solo residual (Carneiro, 2009; adaptado de Lopes, 2007)

O teor em água ideal obtido pelo ensaio *Proctor* Pesado, relativamente ao ensaio *Proctor* Leve, reduz-se consideravelmente, sendo o seu valor de 13,1%. Ao invés, o peso volúmico seco aumenta para $1,9 \text{ gf/cm}^3$ ($18,5 \text{ kN/m}^3$).

Lopes (2007) prosseguiu com a sua análise, observando o teor em água ótimo de uma mistura do mesmo solo com cimento. A proporção de cimento utilizada neste estudo foi de 3%. O procedimento utilizado foi o do *Proctor* Modificado, empregando deste modo o pilão mais pesado, com energias mais elevadas.

Como se depreende da observação da Figura 31.6, o teor em água ótimo para misturas de solo-cimento é de 12%, sendo acompanhado de um peso volúmico seco de $1,9 \text{ gf/cm}^3$ ($18,6 \text{ kN/m}^3$).

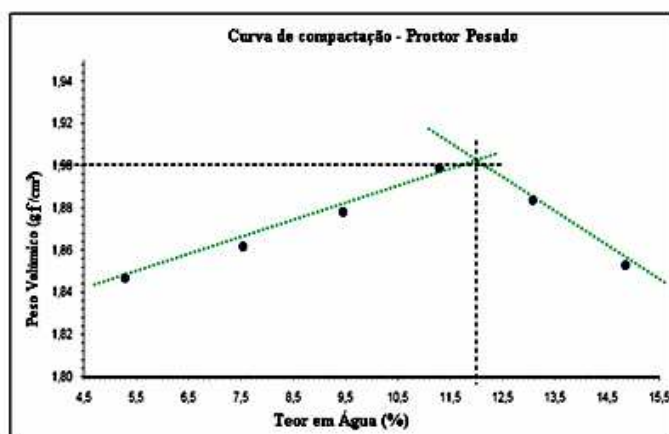


Figura 31.6 – Resultados obtidos no Ensaio *Proctor* Pesado – mistura de 3% de cimento (Carneiro, 2009; adaptado de Lopes, 2007)

Efectuando-se uma análise comparativa das figuras em causa, é patente que o *Proctor* Pesado exhibe valores idênticos entre si, como se afere da Figura 31.7.

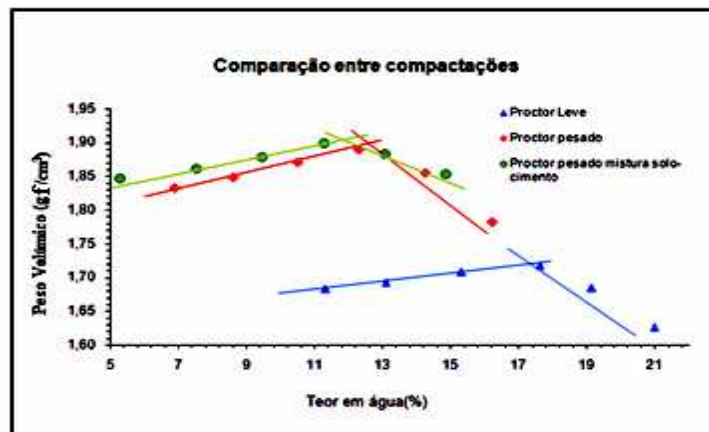


Figura 31.7 – Comparação dos teores em água óptimos (Carneiro, 2009; adaptada de Lopes, 2007)

3.1.5 – ANÁLISE DE SENSIBILIDADE

Uma vez conhecidos os parâmetros fundamentais do solo, cabe ao investigador seleccionar as amostras que pretende moldar. O solo utilizado pelo presente trabalho é o mesmo utilizado por Rios Silva *et al.* (2009) em ensaios com *bender extend elements*. A oportunidade de estabelecer comparações entre resultados previamente obtidos revelou-se atractiva. Desta forma, os resultados provenientes destes ensaios poderiam ser validados e a ordem de grandeza das suas soluções seria previamente conhecida. Rios Silva *et al.* (2009) seleccionaram para a sua investigação oito diferentes provetes com combinações de percentagem de cimento e massa volúmicas distintas. Desses oito, foram retirados apenas quatro, para dar início à nova investigação que se segue. Esta decisão mostrou-se particularmente vantajosa, pois não só foram comparados os resultados dos testes anteriores, como as conclusões retiradas do presente trabalho foram úteis para os próprios autores do artigo (Rios Silva *et al.*, 2009).

No Quadro 31.1 estão apresentados os provetes escolhidos em função do teor em cimento e grau de compactação, que por sua vez é transcrito pelo peso volúmico seco.

Quadro 31.1 – Parâmetros dos quatro provetes escolhidos

Proвете	Teor em Cimento (%)	Peso volúmico seco (gf/cm ³)
1	2,0	1,67
2	3,0	1,83
3	5,0	1,75
4	7,0	1,67

3.2 – MEIOS, METODOLOGIAS E CALIBRAÇÕES EFECTUADAS NO LABORATÓRIO DE GEOTECNIA DA FEUP

3.2.1 – INTRODUÇÃO

No Laboratório de Geotecnia da FEUP (www.fe.up.pt/labgeo) foram realizados três diferentes tipos de ensaios que serão exaustivamente descritos no que se passa a apresentar. O principal objectivo das técnicas implementadas foi o de determinar as velocidades de propagação das ondas longitudinais e das ondas transversais.

No que respeita às ondas transversais, a abordagem foi realizada através de dois métodos. O primeiro consiste na utilização dos *bender extender elements*, metodologia essa que, apesar de criticada por alguma literatura internacional, prevalece como prática e económica. Este método possibilita uma estimativa relativamente eficaz da velocidade das ondas transversais. Sem negligenciar o facto de essa eficácia diminuir proporcionalmente ao aumento de rigidez do material a avaliar, como será demonstrado no quarto capítulo. O significado prático da afirmação anterior figura na proporcionalidade da incerteza com o aumento do teor em cimento aplicado ao solo. O segundo método recai na utilização de transdutores ultra-sónicos transversais. Apresentando como vantagem o facto de não serem destrutivos (comparando-os com os *bender extender elements*), o provete pode voltar a ser alvo de ensaio, característica essa que revelou ser bastante importante na análise temporal das evoluções das propriedades dinâmicas do solo-cimento. Para além desta característica, existe ainda a vantagem da eliminação de grande parte das ondas de compressão, pois o facto do transmissor ultra-sónico não ser colocado dentro do provete atenua a geração marginal das mesmas. Este factor faz com que as principais críticas apontadas aos ensaios com *bender extender elements* não possam ser aplicadas aos transdutores ultra-sónicos transversais. Existem, porém, outras desvantagens associadas a estes ensaios que serão abordadas no ponto 3.2.4.1.

Devido à falta de amplificação do sinal, ou incapacidade de produção de provetes de solo-cimento à escala que se assemelhe às condições de jazida, o Laboratório de Geotecnia da FEUP não está ainda habilitado a determinar velocidades de propagação das ondas de compressão nestas condições e nestes solos artificialmente cimentados (encontra-se, no entanto, em curso, a aquisição do equipamento necessário para a realização destas medições). Os ensaios efectuados com os transdutores ultra-sónicos de compressão foram aplicados no âmbito da propagação de ondas em provetes esbeltos descritos no ponto 2.6.3, ou seja, às velocidades de ondas longitudinais.

De forma a proceder à análise dos resultados, foi utilizado o software *WaveStar*.

3.2.2 – ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS

3.2.2.1 – Características do equipamento utilizado

Os transdutores em aço inoxidável utilizados foram parte integrante de um equipamento de registo de ondas sísmicas da marca *Pundit®* com o número de série 920153049, gentilmente cedido pelo *CICCOPN*. A referência do emissor tem número 54/10207, o do receptor é o 54/10208. Têm ambos uma forma cilíndrica, com diâmetro de 4,99 cm e uma altura de 3,80 cm. A sua frequência nominal é de 50 kHz, fornecida pelo fabricante. São constituídos por apenas um elemento piezo-condutor de zirconato de titânio (PZT-4), também cilíndrico, incorporado no seu interior, com cerca de 2 mm de espessura e 8 mm de diâmetro. Estão protegidos por uma fina camada de *perspex*. As impedâncias acústicas do aço inoxidável, do PZT-4 e *perspex* são $45,55 \times 10^{-5} \text{ g/cm}^3 \times \text{s}$, $34,5 \times 10^{-5} \text{ g/cm}^3 \times \text{s}$ e $3,06 \times 10^{-5} \text{ g/cm}^3 \times \text{s}$, respectivamente. Os transdutores têm a polaridade na direcção da sua altura, o que faz com que a onda lida pelo receptor seja independente da posição relativa entre os transdutores. As

ondas longitudinais são geradas por uma deformação induzida de compressão, que é originada por uma diferença de potencial eléctrico. A Figura 32.1a) ilustra o comportamento e características deste tipo de transdutores. O comportamento dos deslocamentos ao longo do seu eixo através de um impulso sinusoidal está esquematizado na Figura 32.1b).

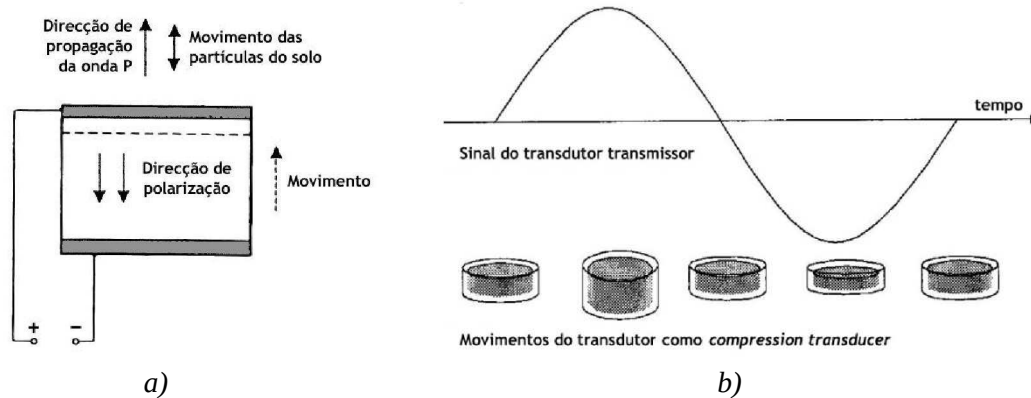


Figura 32.1 – Transdutores de compressão: a) esquema de funcionamento e características mecânicas; b) movimento dos transdutores ao longo do tempo para um impulso sinusoidal. (Ferreira, 2003; adaptado de Brignoli *et al.*, 1996)

Na Figura 32.2 são apresentados os transdutores utilizados no Laboratório de Geotecnia da FEUP durante a elaboração do estudo. As marcas azuis foram pintadas de forma a verificar que a polaridade do sinal se mantinha inalterada independentemente da mudança da posição relativa entre os transdutores. Esta metodologia fez com que se verificasse a ilustração apresentada na Figura 32.1a), condizente com a direcção de polarização.

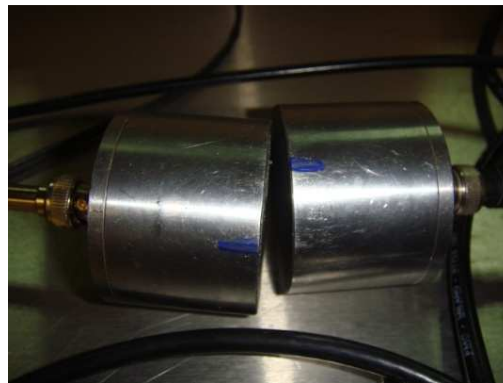


Figura 32.2 – Transdutores ultra-sónicos de compressão utilizados no Laboratório de Geotecnia da FEUP

Estes transdutores foram accionados electronicamente por um gerador de funções da marca *Thurlby Thandar Instruments (TTi)*, modelo *TG1010® Programmable 10 MHz DDS Function Generator*, com capacidade de amplitude máxima de 20 V pico a pico e uma banda de frequência entre 0 Hz e 10 MHz. Este equipamento possui a característica de apresentar erros de fase para valores de frequência superiores a 50 kHz, máximo fornecido pelo próprio instrumento. Foram, por isso, evitadas quaisquer excitações com frequências acima desse valor, à excepção do *sweep*. Na Figura 32.3 está representado o gerador de funções agora descrito. Possui uma gama de pulso entre 0,001 ms e 999 ms.



Figura 32.3 – Gerador de funções utilizado no Laboratório de Geotecnia da FEUP

Todas as leituras foram efectuadas pelo osciloscópio da marca *Tektronix* modelo *TDS220® two channel digital real-time oscilloscope 100 MHz 1 GS/s*. Possui uma janela mínima de 5 ns por marcador na escala horizontal e 2 mV por marcador na escala vertical. A resolução máxima pode ser obtida através da utilização da janela mínima e corresponde a 200 ps. No entanto, nenhuma medição foi efectuada com tal resolução devido à sobreposição dos erros de precisão de muito maior escala. Este osciloscópio calcula um número máximo de 128 médias consecutivas e tem uma gama de rampa entre 0,01 ms e 999 ms. A Figura 32.4 ilustra o equipamento descrito.

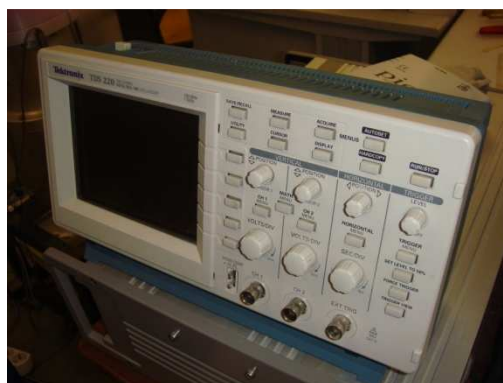


Figura 32.4 – Osciloscópio utilizado no Laboratório de Geotecnia da FEUP

O acelerómetro ultra-sónico do fabricante *Belotti Sistemi S.A.S.* modelo *3035B1G®*, com o número de série *4466*, possui uma sensibilidade de 10,00 mV/g e foi utilizado como receptor nos ensaios para a determinação dos tempos de propagação das ondas longitudinais. A sua função foi semelhante à do receptor ultra-sónico. Tratou-se apenas de uma metodologia alternativa que foi colocada em prática de forma a permitir uma comparação entre dois resultados teoricamente iguais. A sua última calibração foi efectuada a 03/10/2008, em que foi obtida a frequência nominal 10 kHz a uma temperatura de 23 °C e humidade relativa de 26%. O equipamento descrito está ilustrado na Figura 32.5.



Figura 32.5 – Acelerómetro utilizado nos ensaios para determinação do tempo de propagação das ondas longitudinais no Laboratório de Geotecnia da FEUP

O Gerador de funções, do fabricante *Pundit C.N.S. Electronics LTD®*, cria um impulso de onda quadrada com 50 kHz. A Figura 32.6 indicia a sua correcta calibração, pois o tempo de propagação acusado com os transdutores ultra-sónicos em contacto foi de 0,0 μ s.



Figura 32.6 – Gerador de funções da marca *Pundit®* cedido pelo CICCOPN

3.2.2.2 – Descrição dos procedimentos de ensaio

Estavam disponíveis no Laboratório de Geotecnia da FEUP recursos para a colocação em prática de três metodologias para a determinação da velocidade de propagação das ondas longitudinais. A primeira consistiu na utilização do gerador de funções da marca *Pundit®* descrito no ponto 3.2.2.1. Esta prática revelou duas desvantagens. As características do sinal, como a voltagem, o tempo de impulso entre outras, não são conhecidas, por isso não foi possível gravar um sinal coerente recebido no sistema de aquisição de dados. Devido às descontinuidades dos disparos de ondas de saída que o aparelho envia, as características do sinal transformam-se em incoerências ainda maiores. Estes dois factores inviabilizaram o tratamento do sinal no domínio das frequências. Mesmo com a possibilidade de determinar tempos de chegada directa das ondas longitudinais, a incerteza aumenta devido à falta de médias no sinal recebido, uma vez que o ruído não é filtrado. Desta forma, o gerador de funções *Pundit* foi então colocado de parte.

A segunda metodologia visou o aproveitamento do acelerómetro ultra-sónico, descrito também no ponto 3.2.2.1, para medição do sinal de chegada. Por último, foi também empregue um dos transdutores como receptor ultra-sónico. A decisão entre estes dois métodos baseou-se na medição do atraso electrónico de ambos e nas suas frequências nominais. As Figuras 32.7a) e 32.7b) caracterizam o atraso calculado nos dois sistemas.

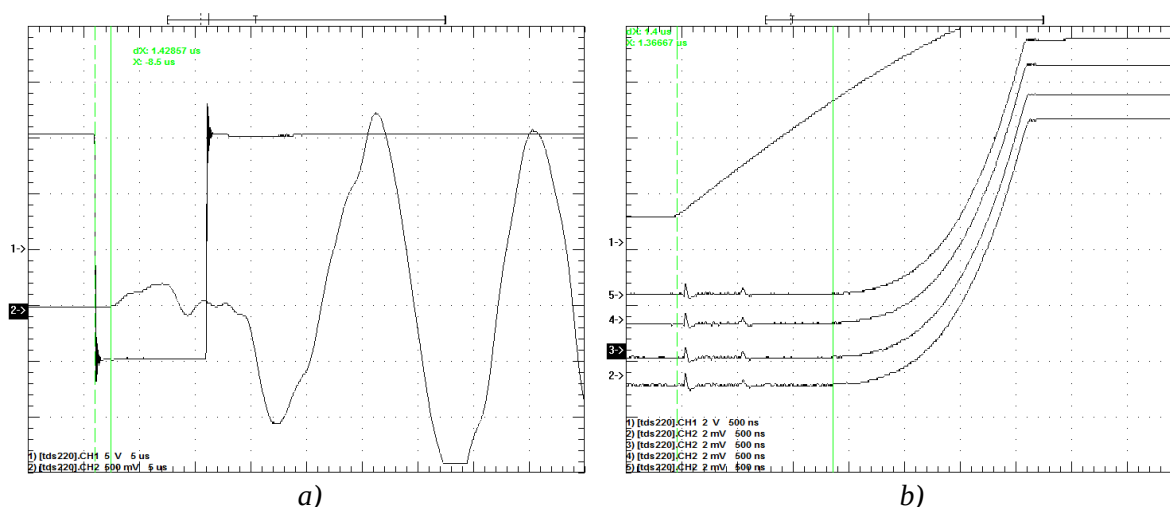


Figura 32.7 – Atrasos medidos com os aparelhos em contacto: a) emissor ultra-sónico com o acelerómetro, atraso = 1,43 μ s; b) transdutores ultra-sónicos, atraso = 1,40 μ s

Como o atraso do sistema de transdutores ultra-sónicos, apesar da muito pequena diferença, foi menor, concluiu-se que esta seria a metodologia que melhor satisfaria todas as extracções de sinal que seriam efectuadas a partir da data. A frequência nominal do receptor ultra-sónico de 50 kHz ditou qual a metodologia que produziria melhores resultados. Relacionando ambas as frequências nominais do conjunto emissor/receptor ultra-sónico (ambas de 50 kHz), os sinais recebidos, no sistema de aquisição, para um impulso na mesma ordem de frequências seriam, para esta metodologia, mais amplificados. De seguida, será descrita a caracterização do sistema adoptado, ou seja, utilizando o transdutor como receptor.

Através de um conector em forma de “T”, o gerador de funções envia um sinal directamente para o transmissor e simultaneamente para o canal 1 do osciloscópio. Salienta-se que do conjunto de transdutores, aquele cuja referência é 54/10207 foi utilizado sempre como transmissor, e o outro, com a referência 54/10208, apenas como receptor. Este procedimento visou eliminar diferenças entre sinais das emissões e recepções devido à eventual ausência de perfeita igualdade física entre as disposições. O receptor é ligado directamente ao canal 2 do osciloscópio. A Figura 32.8 esquematiza as conexões efectuadas.

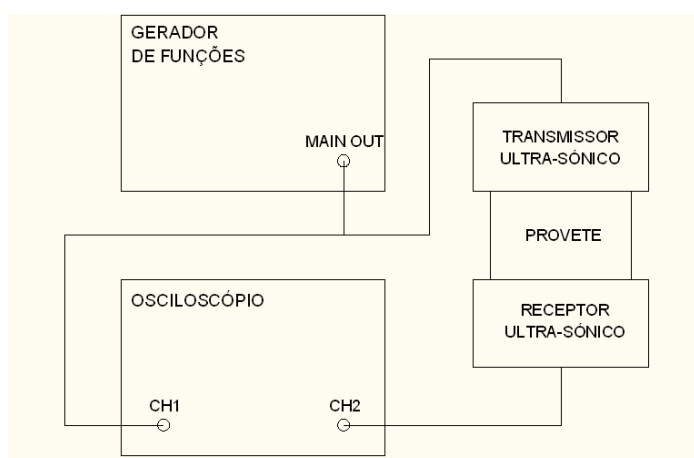


Figura 32.8 – Ligações entre os aparelhos utilizadas na medição das ondas longitudinais

A montagem adoptada foi em posição vertical, com o transmissor sempre do lado da base. O transdutor foi apoiado em quatro pesos do tipo ferraduras (*vide* Figura 32.9), de forma a não danificar o cabo que liga o emissor ao gerador de funções. Os pesos, por sua vez, foram assentes num pano de fibras celulósicas e sintéticas, para evitar uma possível propagação de ondas no sentido inverso à orientação do sistema. Em cima do transmissor foi colocado o provete, e no topo deste foi colocado o receptor. De forma a melhorar as condições de tensão e aumentar a amplitude da onda de chegada, foi colocado um peso de 1,0 kg no topo do receptor (*vide* Figura 32.9). Nas fronteiras entre o provete e os transdutores foi colocada uma fina camada de *high vacuum grease* da marca *Dow Corning* modelo *Apiezon*®. Esta metodologia teve como objectivo melhorar as condições de acoplamento entre os diferentes materiais, a eliminação parcial da quantidade de ar existente nos vazios das fronteiras, e também, eliminar parcialmente típicas reflexões entre fronteiras de diferente rigidez, descritas no ponto 2.6.3.3. A estruturação do sistema pode ser observada na Figura 32.9.



Figura 32.9 – Disposição adoptada para leitura das ondas longitudinais

Durante a realização destes ensaios foram utilizadas diferentes formas de onda e frequências. Após vários ensaios foram privilegiadas as formas sinusoidal e quadrada, visto terem sido consideradas as conducentes de melhores resultados. A onda sinusoidal, devido à elevada facilidade do seu tratamento em análise espectral e a quadrada devido à sua aproximação a um impulso de *Dirac*, ou seja, por ter a capacidade de teoricamente possuir uma gama infinita de frequências. Na prática, criar uma banda de frequências infinita, além de não ser possível, também não é desejável, pois iria aumentar o tempo de processamento dos dados. Pelas razões descritas no ponto 2.8.4.2, a onda que melhor satisfaz as condições para determinar a velocidade de propagação de ondas longitudinais, através do método de chegada directa descrito no ponto 2.8.5.1, foi a onda quadrada. A frequência 50 kHz foi adoptada por três razões: a primeira incide no facto da frequência nominal dos transdutores ser exactamente 50 kHz; a segunda baseia-se na conveniência de aproximar a excitação a um impulso de *Dirac*, que é tanto melhor quanto maior a frequência aplicada aos transdutores ultra-sónicos pelo gerador de funções; a terceira razão esteve relacionada com a necessidade de evitar ultrapassar a frequência 50 kHz, devido aos erros de fase apresentados pelo gerador de funções descrito no ponto 3.2.2.1. A Figura 32.10 mostra todas as formas de onda com que foram efectuadas medições e os seus resultados respectivos. Da esquerda para a direita: rampa, triangular, quadrada, *sweep* ou somatório de sinusóides, pulso e sinusóide.

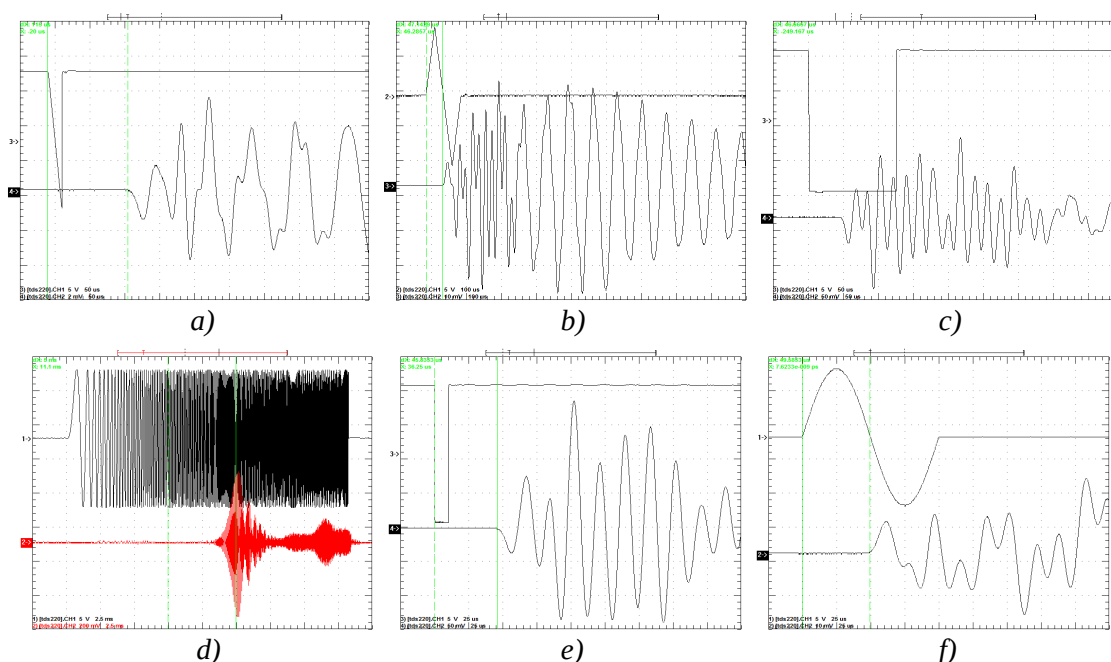


Figura 32.10 – Formas de sinais de excitação: a) rampa; b) triangular; c) quadrada; d) sweep; e) pulso; f) sinusoidal

3.2.2.3 – Calibrações efectuadas no domínio do tempo

Algumas das calibrações efectuadas foram já descritas no ponto 3.2.2.2, nomeadamente as que dizem respeito aos transdutores em contacto com o acelerómetro e receptor ultra-sónico. Para além da colocação face com face do emissor com o receptor ultra-sónico, foi ainda executado mais um tipo de teste, utilizando provetes de diferentes comprimentos cortados do mesmo varão e por isso do mesmo material. Para estes provetes foram calculadas as velocidades das ondas longitudinais. A Figura 32.11a) apresenta os provetes aproveitados e a Figura 32.11b) demonstra um exemplo do aspecto do sistema utilizado para aferir os tempos da chegada directa das ondas longitudinais nos diferentes varões de aço. Salienta-se que apesar de o material ser conhecido, não foi avaliado com exactidão o tipo de aço que constituiu os provetes.



Figura 32.11 – Provetes de aço: a) representação dos diferentes tamanhos; b) sistema adoptado para a realização desta calibração

Os distintos comprimentos foram medidos com um paquímetro, com uma resolução de 0,02 mm, exceptuando o maior dos cinco, que foi calculado com uma resolução de 0,1 mm; o diâmetro calculado foi comum aos cinco e foi igual a 10 mm. Os tempos de chegada para todos os provetes foram calculados e estão expressos na Figura 32.12, onde estão organizados da esquerda para a direita, de forma crescente de comprimento. Todos os tempos de chegada foram medidos com uma resolução mínima de 0,4 μ s. Os provetes têm a designação de S1, S2, S3, S4 e S5. O índice 1 corresponde ao menor dos comprimentos e o índice 5 ao maior. Os registos foram realizados utilizando as 128 médias consecutivas calculadas automaticamente pelo osciloscópio. Uma sinusóide de 50 kHz foi a excitação escolhida para proceder a esta calibração.

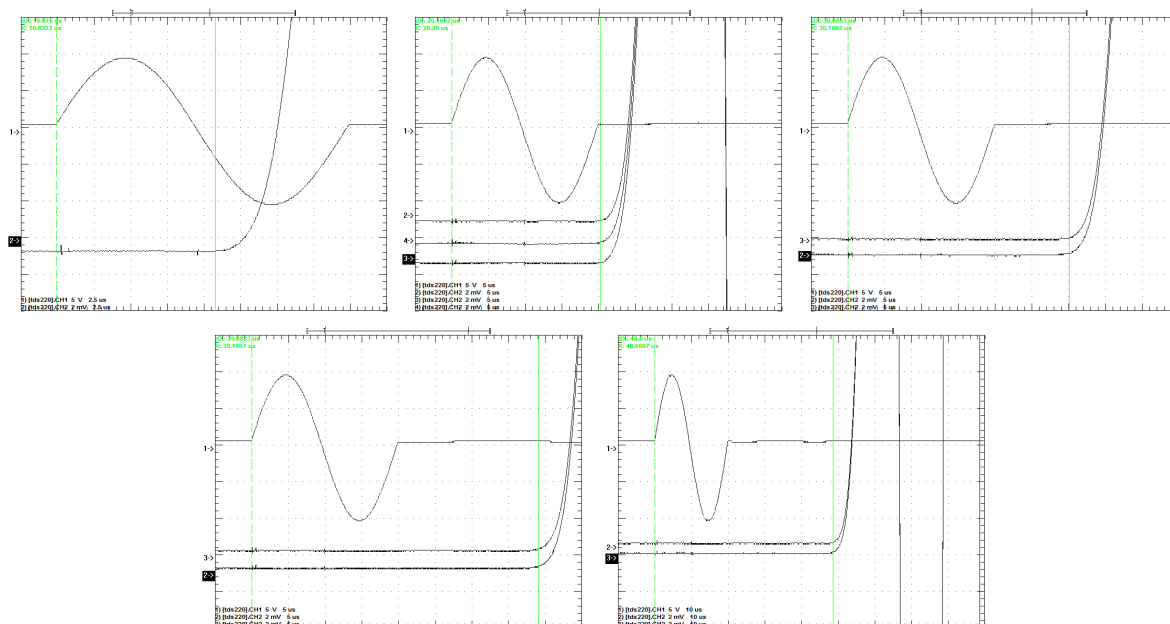


Figura 32.12 – Registo dos tempos de chegada directa para os provetes S1, S2, S3, S4 e S5

Após organizar os resultados em tabela, foi efectuado um gráfico, com comprimento do provete em mm e tempo de chegada da onda em μ s. O Quadro 32.1 apresenta os dados retirados das leituras do osciloscópio que deram origem à Figura 32.13, onde está calculada a regressão linear juntamente com a equação da recta resultante e o coeficiente de determinação linear.

Quadro 32.1 – medições da calibração efectuada com os provetes de aço

Proвете	Comprimento (mm)	Tempo (μ s)
S1	49,80	10,88
S2	100,80	20,17
S3	150,90	30,08
S4	200,22	39,08
S5	250,90	48,83

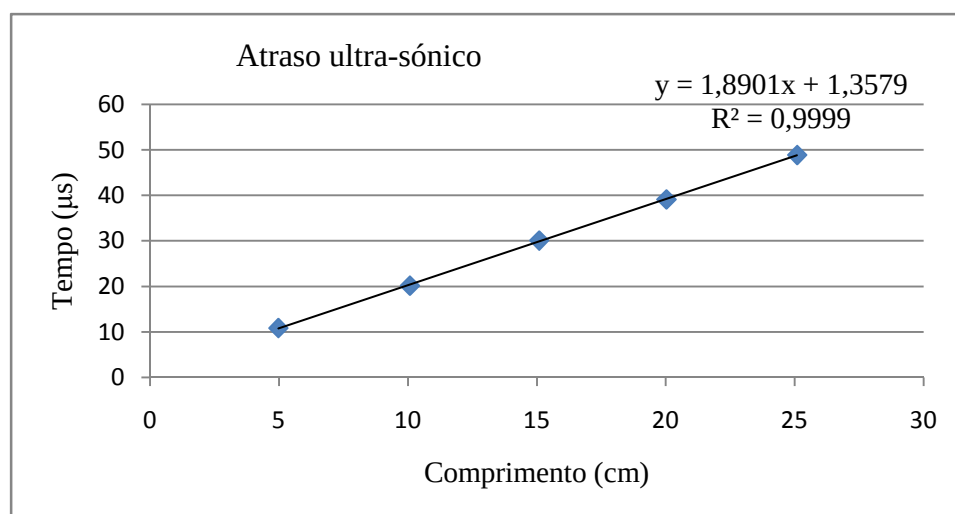


Figura 32.13 – Regressão efectuada com os dados do Quadro 32.1 juntamente com a equação da recta e coeficiente de determinação linear

É possível concluir, pela análise do coeficiente de determinação linear 0,9999, que a interpolação representa um muito bom ajuste aos resultados obtidos. O atraso calculado corresponde à ordenada na origem da recta obtida com base nas cinco medições efectuadas. À semelhança da calibração realizada com os transdutores em contacto, na qual foi registada um atraso de 1,40 µs, existe para a calibração de provetes de diferentes comprimentos um valor muito análogo de 1,36 µs. O inverso do declive da recta de regressão corresponde à velocidade de propagação das ondas longitudinais no tipo de aço utilizado. Este valor foi multiplicado por um factor de 10000, de forma a obter o resultado em metros por segundo. A velocidade calculada foi 5291 m/s. Sem a aferição do tipo de aço em questão, não podem ser retiradas conclusões definitivas acerca da validade desta velocidade.

Por não possuir erros de vizinhança tão severos como os existentes nas medições realizadas com os transdutores em contacto, o atraso 1,36 µs foi adoptado para todos os ensaios, isto é, para todos os registos lidos no osciloscópio com os transdutores ultra-sónicos foi retirado o tempo equivalente ao atraso calculado na calibração de provetes de aço com diferentes tamanhos.

3.2.2.4 – Ensaios de teste

De forma a avaliar a validade do ensaio com transdutores ultra-sónicos, foram escolhidos e submetidos a teste três provetes com características distintas, no entanto, enquadrados com o propósito do trabalho. Seleccionou-se um provete constituído apenas por solo, outro apenas por cimento, e por último um provete de solo-cimento. As suas designações são *SOLO*, *CIM* e *SR2%*, respectivamente. O objectivo foi averiguar se as velocidades de propagação das ondas longitudinais seriam mais elevadas no provete *CIM* do que no *SR2%*, e que neste seriam mais elevadas do que no *SOLO*. No Quadro 32.2 são apresentados os resultados obtidos nos testes. Aos valores do tempo de propagação são retirados 1,36 µs, correspondente ao atraso medido na calibração. A velocidade das ondas longitudinais obteve-se dividindo a distância pelo tempo estimado. Pelos motivos apresentados no ponto 2.8.4.2, a excitação utilizada foi o impulso de onda quadrada com frequência de 50 kHz.

Quadro 32.2 – Velocidades das ondas longitudinais nos provetes de teste

Designação do provete	Comprimento (mm)	Tempo de chegada (μ s)	Velocidade (m/s)
CIM	142,36	40,94	3477
SOLO	138,92	184,27	754
SR2%	136,3	136,22	1001

A relação entre os valores obtidos está de acordo com o esperado. As velocidades de propagação das ondas longitudinais são consideravelmente maiores no provete de cimento, seguido do solo-cimento. No ponto 3.2.3.4 que se segue, serão indirectamente avaliados os resultados do Quadro 32.2 através do cálculo do coeficiente de *Poisson* dinâmico.

3.2.3 – ENSAIOS COM *BENDER EXTENDER ELEMENTS*

3.2.3.1 – Características do equipamento utilizado

O equipamento utilizado para os ensaios com *bender extender elements* foi muito semelhante ao dos transdutores ultra-sónicos anteriormente descritos. Estes transdutores foram fabricados e registados pela *University of Western Australia* em *Perth* (www.uwa.edu.au), com quem o Laboratório de Geotecnia da FEUP tem protocolos de colaboração há vários anos. A excitação foi accionada com o mesmo gerador de funções. O osciloscópio onde foram lidas as ondas sísmicas foi também o mesmo. Estes dois componentes foram descritos no ponto 3.2.2.1. Ao sistema foram adicionados dois amplificadores do transmissor e receptor *multiplexers* com a referência 100086623 e 100086623, respectivamente, com uma intensidade de corrente de 375 mA e um primário de 240 VAC, ambos com seis canais de funcionamento. Foram também utilizados dois transdutores piezocerâmicos em detrimento dos ultra-sónicos.

A designação *bender* refere-se a flexão, enquanto a *extender* a extensão. Estes dois tipos de excitação permitem a determinação das velocidades das ondas sísmicas: os *bender elements* são utilizados na determinação de ondas transversais e os *extender elements* nas ondas de compressão. Como referido em 3.2.1, as velocidades de propagação das ondas longitudinais foram obtidas com recurso a ensaios com transdutores ultra-sónicos que, como poderá ser constatado, se revelaram bastante mais eficazes. Colocando como base esta premissa, os ensaios com *extender elements* não foram utilizados, deixando os *bender elements* no papel de protagonistas do presente ponto. Para pleno usufruto das capacidades destes transdutores como elementos de flexão, basta seleccionar os canais pares de ambos os amplificadores *multiplexers* dos seis disponíveis, quer no transmissor, quer no receptor. Os restantes canais estão reservados ao funcionamento dos transdutores de compressão.

Um *bender element* consiste num transdutor piezocerâmico constituído por uma fina camada piezocerâmica ligada rigidamente a uma lâmina metálica e eléctrodos nas faces exteriores. O material possui uma resina *epoxy* que o envolve e o isola simultaneamente do material em contacto e da água contida nos provetes submetidos a este tipo de ensaio. Como as placas cerâmicas são, por si só, muito frágeis, a lâmina central funciona também como reforço mecânico. A forma mais corrente destes transdutores, bem como as suas dimensões, são apresentadas na Figura 32.14a). O protótipo de movimento associado a estes transdutores está esquematizado na Figura 32.14b), referente a um impulso sinusoidal. Para tal, os *bender elements* podem ser ligados e polarizados de dois modos distintos: em paralelo e em série. A ligação em paralelo é feita em placas polarizadas na mesma

direcção, ligando a face exterior ao mesmo terminal e a lâmina central ao terminal oposto, enquanto a ligação em série se estabelece em placas polarizadas em direcções opostas (Ferreira, 2003). A diferença de potencial eléctrico converte-se em energia mecânica e dá origem ao movimento do *bender element*.

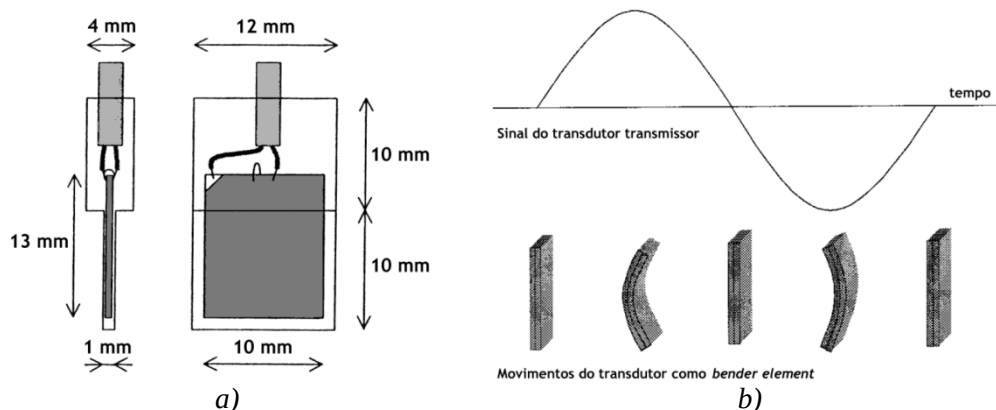


Figura 32.14 – Transdutores de flexão: a) Geometria e dimensões; b) Movimento dos transdutores ao longo do tempo para um impulso sinusoidal (Ferreira, 2003; adaptado de Dyvik e Madshus, 1985)

Os elementos em série são duas vezes mais eficientes quando usados como sensores ou receptores (Dyvik e Madshus, 1985). Esta afirmação baseia-se na constatação de que, quando utilizados em paralelo, a amplitude do sinal de resposta cai para metade em relação à mesma medição efectuada com a ligação em série. Por consequência deste factor, a energia diminui num factor igual a quatro. A Figura 32.15 resulta de uma calibração que será apresentada no ponto 3.2.3.3, no entanto, é adiantada desde já pois permite a visualização, embora expedita, das diferentes gamas de energia que foram obtidas na colocação dos piezocerâmicos em contacto para um impulso de 50 kHz.

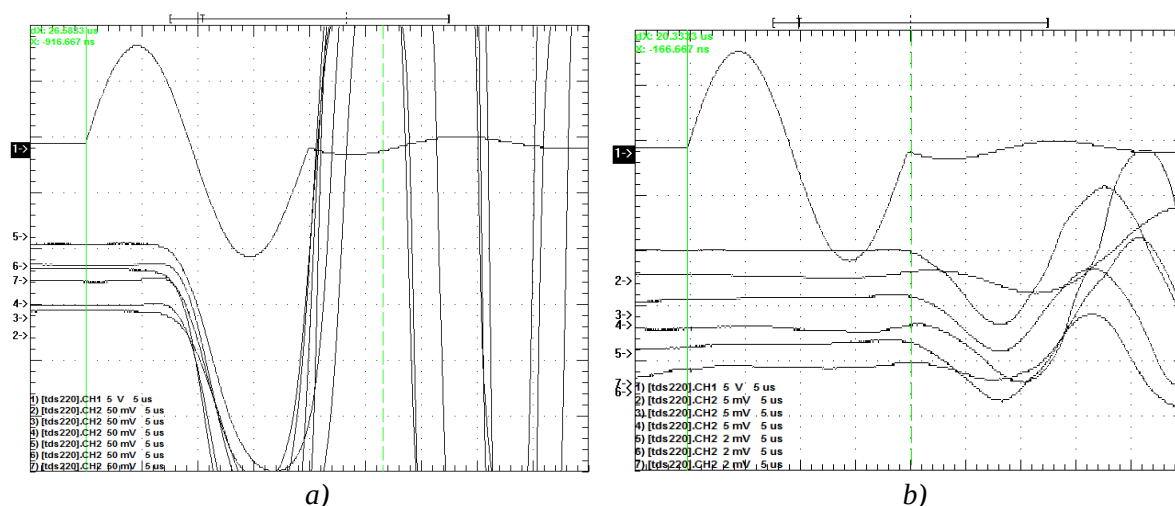


Figura 32.15 – Amplitudes do sinal recebido: a) Elementos ligados em série; b) Elementos ligados em paralelo

Numa análise cuidada à figura apresentada pode-se concluir que a amplitude do sinal recebido na Figura 32.15a) é maior do que na Figura 32.15b). Examinando a escala de cada uma das figuras, fica evidente essa diferença, pois a primeira encontra-se a uma escala de 50 mV por marcador, enquanto a segunda é medida apenas numa escala de 5 mV. Neste caso particular, a disparidade de amplitude entre as duas medições é superior à ordem de grandeza apresentada por Dyvik e Madshus (1985). Esta constatação deve ser tida em conta aquando da montagem dos transdutores e organização do sistema de aquisição, pois foi evitada a utilização dos elementos em paralelo; deste modo, pode ser

aproveitada ao máximo a energia fornecida ao sistema. Em geral, a energia não deve exceder 20 V pico a pico, sob o risco de despolarização do material piezocerâmico (Ferreira, 2003). Na Figura 32.16 estão patentes as duas combinações às diferentes polarizações possíveis que visam os diferentes desempenhos de cada transdutor.

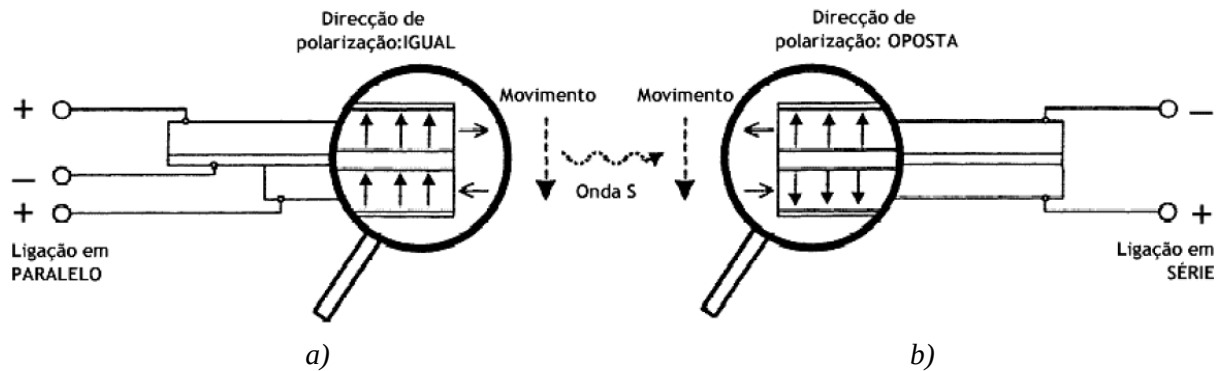


Figura 32.16 – *Bender elements*: diagrama de ligações, polarização e deformação: a) transmissor; b) receptor (Ferreira, 2003; adaptada de Lings e Greening, 2001)

Estudos efectuados por diversos autores (Dyvik e Madshus, 1985) concluíram, a partir da razão voltagem/deformação, que este tipo de ensaios estava no domínio das muito pequenas deformações, estimando uma distorção produzida pelos transdutores na ordem de 10^{-6} .

Nas Figuras 32.3 e 32.4 podem ser visualizados o gerador de funções e o osciloscópio utilizados nos ensaios com *bender elements*. Na Figura 32.17 estão representados os amplificadores dos piezoeléctricos. No seguimento, está a Figura 32.18, que representa uma forma típica de um conjunto *bender extend elements* acoplado a uma câmara triaxial que neste trabalho serviu de pedestal de apoio ao piezocerâmico.



Figura 32.17 – Amplificadores *multiplexer* dos piezoeléctricos: a) Do receptor; b) Do transmissor



Figura 32.18 – *Bender extender elements* ou transdutores piezoelétricos

Como pode ser observado na Figura 32.18, os transdutores piezocerâmicos têm a forma de um “T” em que o banzo corresponde ao *extender element* e a alma ao *bender element*. Estes elementos funcionam isoladamente. Os canais com o número ímpar (1, 3 e 5) correspondem ao funcionamento do banzo. Inversamente, os canais pares (2, 4 e 6) estão associados à acção da alma, ou seja, do *bender element*. Esses canais ligados em série foram, por isso, eleitos para serem parte constituinte dos ensaios cujos procedimentos são explicados de seguida no ponto 3.3.2.2.

3.3.2.2 – Descrição dos procedimentos de ensaio

Para determinação da velocidade de propagação das ondas transversais foram postas em prática três metodologias, à semelhança das ondas longitudinais. Apenas uma se revelou particularmente eficaz e será descrita em último lugar.

O primeiro método implementado corresponde ao mais convencional dos três, consistindo na abertura de dois sulcos em cada face do provete cilíndrico, devendo apresentar-se com uma forma tão aproximada quanto possível da geometria dos *bender extender elements*. Quanto mais próximo estiver das dimensões dos transdutores a acoplar, menores serão os erros nas leituras associadas às diferenças entre o material que constitui o provete e o material do agente acoplante. Neste sentido, esta dissemelhança provoca modificações dificilmente quantificáveis nos resultados dos tempos de propagação das ondas transversais. Como o presente trabalho trata de solos muito cimentados, a abertura de um orifício revelou-se particularmente difícil pois os sulcos afiguram-se constantemente maiores em volume do que o desejável, isto é, do que o próprio elemento a acoplar. Foram testadas duas diferentes tipologias de acoplamento.

A primeira a ser testada foi a utilização de gesso, que revelou deter a vantagem de criar uma ligação rígida com o sistema *bender extender elements*, o provete e o próprio gesso. Apesar desta grande vantagem, esta não se sobrepõe às grandes desvantagens da metodologia. Sendo o agente acoplante consideravelmente mais rígido que o provete a ensaiar, verifica-se uma significativa geração de ondas reflectidas devido ao forte efeito de fronteira descrito no ponto 2.6.3.2. Esta desvantagem reflecte-se não só num sinal de pequena amplitude lido no receptor e ilustrado na Figura 32.19a), mas também em discrepâncias na determinação precisa do tempo da primeira chegada da onda. Diversos autores recomendam que a rigidez do material mais dúctil seja superior a 20% do material mais rígido. Adicionalmente, o gesso incorre na possibilidade de danificação dos transdutores piezocerâmicos. Foi registada uma situação, durante o decorrer dos ensaios, em que a resina *epoxy* que protege o transdutor se desprendeu ao efectuar a desmontagem do sistema de medida. Esta situação foi fotografada e encontra-se representada na Figura 32.19b). O acoplamento efectuado com gesso revelou uma terceira

desvantagem fruto da incorrecta mistura com água. Uma vez mal aplicado, o gesso destrói irremediavelmente o provete não permitindo a execução do ensaio. A situação foi também registada no decorrer dos trabalhos experimentais e está interpretada na Figura 32.19c). Como o gesso é um material de presa muito rápida, o intervalo de tempo entre o instante em que a pasta é criada e o momento em que é feito o acoplamento deve ser curto, potenciando ainda mais os problemas associados à aplicação.

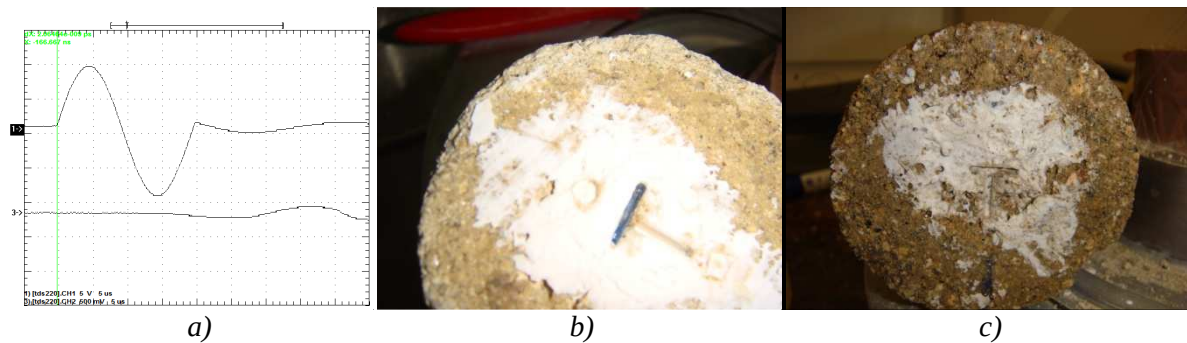


Figura 32.19 – Desvantagens do acoplamento com gesso: a) Fraca amplitude do sinal devido às discrepâncias de volumes de rigidez entre o gesso e o provete de solo-cimento; b) Perda de equipamento devido ao excesso de atrito entre o gesso e a resina epoxy; c) Perda do provete devido a erros de aplicação

Por último, a quarta e maior desvantagem da utilização do gesso é a destruição parcial dos provetes, não permitindo a sua reutilização para futuras medições. Um dos objectivos do trabalho foi analisar a evolução do módulo de distorção máximo com o tempo de cura do cimento. Este propósito é imediatamente descartado se o ensaio não puder ser repetido para o mesmo provete.

A segunda hipótese de acoplamento consistiu no emprego de uma fracção do mesmo solo. Apesar de não cimentado e do grau de compactação consideravelmente diferente, o uso de solo do qual os provetes foram constituídos possibilita uma forte atenuação das reflexões causadas pelo efeito de fronteira entre materiais distintos. Faculta assim um sistema linear de propagação das ondas. Inversamente ao gesso, o solo não possui uma rigidez elevada e causa um amortecimento parcial das ondas. Este fenómeno reflecte-se também na amplitude das ondas de chegada, consideravelmente mais reduzidas. A maior vantagem foi a da não destruição do provete. O acoplamento pôde ser removido e repetido sem causar qualquer dano, permitindo desta forma a avaliação do módulo de distorção dinâmico ao longo do tempo.

A ideia do segundo método testado e de uma sua variante, descrita posteriormente como terceiro método, surgiu na sequência da tentativa de ultrapassar, tanto quanto possível, alguns dos constrangimentos profusamente descritos na bibliografia, parcialmente decorrentes da inserção do conjunto *bender extender elements* no interior dos provetes de solo cilíndricos. De facto, uma boa parte das dificuldades de interpretação dos sinais obtidos com *bender elements* e a resultante incerteza na determinação dos tempos de chegada das ondas transversais deriva, nomeadamente, do designado *near field effect* e da geração “involuntária” de dois pacotes laterais de ondas longitudinais, um em compressão e outro em rarefacção, perpendiculares ao plano do *bender element* emissor (Lee & Santamarina, 2005). No pressuposto da vantagem da não inserção no interior do provete, sobretudo do *bender element* emissor, e por analogia com o procedimento clássico de geração preferencial de ondas transversais em reconhecimento de maciços pelo método da refração sísmica, foi construída uma placa tabular em alumínio, em forma de “L”, e colocada no topo “emissor” do provete de solo, oposta à extremidade do *bender element* receptor, na qual foi efectuado apenas um sulco. A Figura 32.20 apresenta um esquema das dimensões da placa de alumínio em milímetros e uma fotografia.

Algumas tentativas expeditas de fixação da placa ao topo do provete e de transmissão do sinal gerado pelo *bender element* não tiveram sucesso pelo que se prescindiu da placa e se colocou a extremidade dos *bender elements*, emissor e receptor, directamente em contacto com as extremidades opostas do provete. Este é o terceiro método referido anteriormente e o conducente a melhores resultados. Esta prática provou ser eficaz na remoção ou atenuação de algumas das principais desvantagens apontadas aos restantes métodos de acoplamento. Acresce ainda a significativa vantagem da possibilidade de comparar sinais gerados de forma às ondas transversais terem polaridades opostas, o que torna mais fiável a determinação do respectivo tempo de chegada. Para além de não existir qualquer material de acoplamento, logo os efeitos relacionados com reflexões em diferentes fronteiras serem atenuados; não existir risco de danificação do provete e as imprecisões na determinação da profundidade do sulco se anularem.

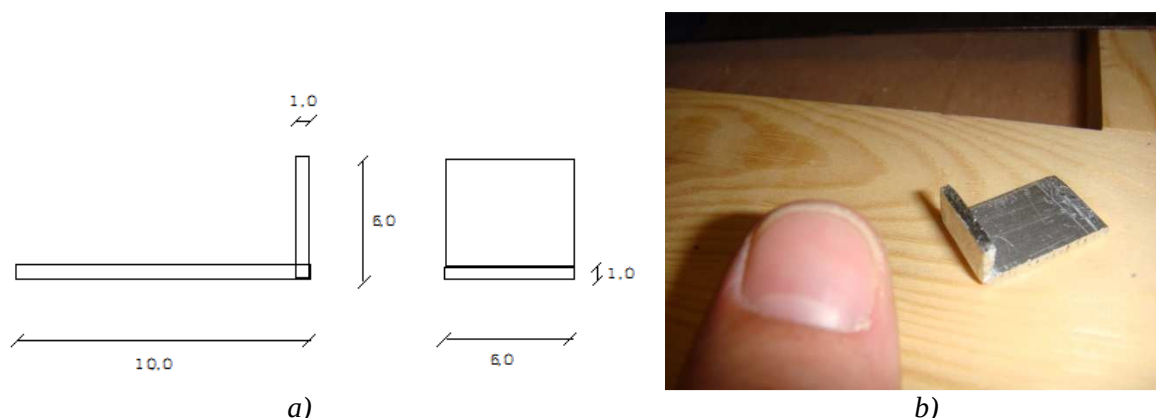


Figura 32.20 – Placa de alumínio utilizada nos ensaios com *bender elements*: a) Dimensões em milímetros; b) Fotografia com escala

Esta implementação revelou apenas uma ligeira desvantagem. Com a não criação de sulcos, as ondas transversais e as ondas *Rayleigh*, que se deslocam pelos bordos de provete, iniciam uma propagação em distâncias de propagação equivalentes. Como as suas velocidades são muito idênticas (variações na ordem dos 5% a 15%), esta prática incorre no risco da tomada das ondas *Rayleigh* por ondas transversais, que apesar de ligeiramente mais lentas possuem maior energia e por isso, são mais visíveis.

Os *bender elements* apresentados na Figura 32.18 têm uma espessura 1,0 mm e têm um formato tabular idêntico aos ilustrados na Figura 32.14a). A sua altura é de 5,1 mm no caso do transmissor e de 5,0 mm para o receptor. Estas medidas são invertidas quando aplicadas aos *extender elements*. O comprimento assume o valor de 8,0 mm. É fulcral a correcta determinação da altura dos *bender elements* pois esta influencia as distâncias de propagação. Se estas não estiverem bem especificadas são induzidas mais incertezas na determinação das velocidades das ondas transversais, uma vez que estas resultam da divisão da distância de propagação pelo tempo. Assim sendo, existem três tipos de distâncias de propagação em função dos três diferentes métodos de acoplamento. No primeiro caso, onde foram abertos dois sulcos, a distância de propagação corresponde à altura do provete subtraído do somatório das alturas dos *bender elements*. Na situação em que foi aberto apenas um furo para a utilização da placa de alumínio, a mesma distância é representada como a altura do provete subtraída da altura do piezocerâmico a funcionar como receptor. No último caso em que não foi aberto qualquer orifício, a distância de propagação condiz com a altura do provete. No Quadro 32.3 estão esquematizadas estas diferenças e a sua designação.

Quadro 32.3 – Sistematização das correcções da distância de propagação das ondas transversais

Designação	Correcção a efectuar
Acoplamento com 2 sulcos	Provete - 10,1 mm
Acoplamento com 1 sulco	Provete - 5,0 mm
Acoplamento sem sulcos	Provete - 0,0 mm

O gerador de funções é ligado a uma entrada própria do transmissor *multiplexer*. Depois de devidamente amplificado até um máximo de 200% através de um aumento de energia potencial, o sinal é simultaneamente enviado para o canal 1 do osciloscópio e para o transmissor situado na base do sistema apoiado no pedestal. O receptor piezocerâmico situado no topo recebe o sinal e envia-o para o receptor *multiplexer*. O sinal é novamente amplificado desta vez com um factor de escala e é enviado para o canal 2 do osciloscópio. O programa *WaveStar* permite, uma vez mais, guardar os resultados dos ensaios. São esquematizadas na Figura 32.21 as ligações efectuadas.

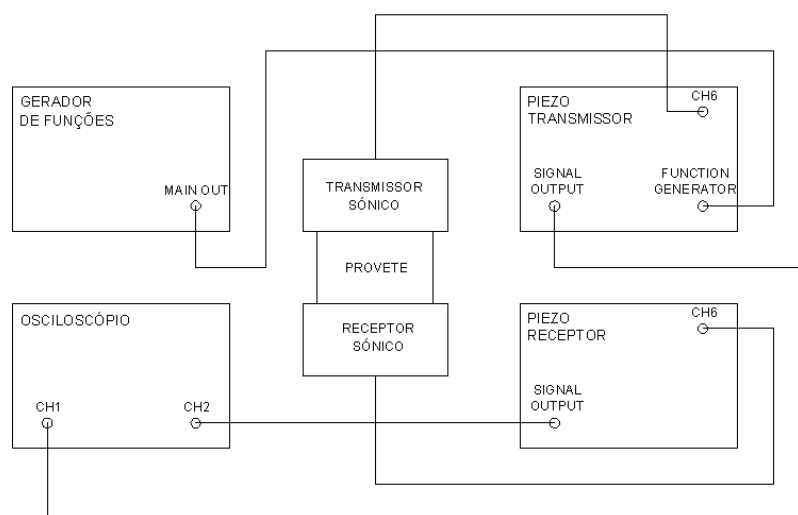


Figura 32.21 – Ligações entre os aparelhos utilizados na medição das ondas transversais

Como está patente na Figura 32.21, o sistema adoptado foi disposto novamente em posição vertical. Para efeitos de aplicação do acoplamento com apenas um sulco, foi privilegiada a colocação do transmissor na face superior do provete. O pedestal da câmara triaxial evita tensões de corte no cabo que conecta ao amplificador *multiplexer*. No topo do receptor é colocado o provete. Nos casos em que foi aberto o sulco, o provete apoiou directamente no pedestal; para as restantes hipóteses, o corpo de prova foi apoiado em finas superfícies de borracha, de forma a criar uma superfície regular. Finalmente, no topo do transmissor foi colocado o provete, com um das três hipóteses associadas: o transmissor dentro do provete, com a placa de alumínio entre o provete e o transmissor, ou com as superfícies de borracha, tendo o mesmo objectivo que o descrito para o transmissor. Para questões de aumento de tensão, foi colocado um peso de 0,324 kg para as situações de contacto do provete com o pedestal e para o caso da placa de alumínio, o ganho de tensão foi conseguido induzindo pressão por parte do operador. Pelas mesmas razões descritas no ponto 3.2.2.2, os *bender elements* foram revestidos de uma fina camada de *high vacuum grease*. Possui o mesmo objectivo que o emprego de silicone mas revelou ser bastante mais eficaz. A Figura 32.22 mostra como foram implementados os três sistemas correspondentes às três diferentes situações de acoplamento.

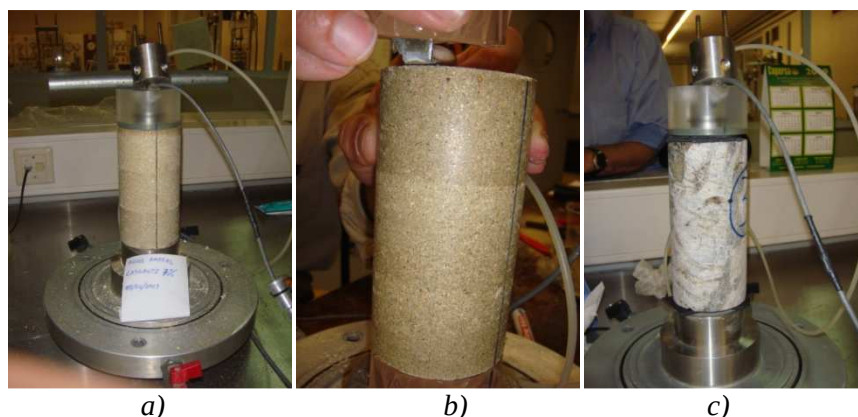


Figura 32.22 – Sistemas implementados para avaliação das ondas transversais: a) Dois orifícios; b) Um orifício; c) Nenhum orifício

Foram testadas algumas formas de vibração, nomeadamente sinusoidal, quadrada e o *sweep*. Este último não se revelou adequado, pois como se explica no ponto 2.7.2, para altas frequências os *bender elements* entram em modos de ressonância não equivalentes ao primeiro. Estas frequências situam-se na ordem de 1 kHz para transdutores com as dimensões apresentadas na Figura 32.14a) e frequências um pouco maiores para elementos mais curtos. Estimou-se que para os *bender elements* utilizados no Laboratório de Geotecnia da FEUP, as frequências para as quais a vibração deixa de corresponder ao primeiro modo de ressonância são a partir de 4 kHz. Após esta constatação, a utilização do *sweep* para um ensaio desta natureza não faria muito sentido, pois não seria abrangido um único modo de ressonância dos provetes com excitações inferiores a 4 kHz. Devido à vasta gama de frequência que a onda quadrada possui, verificaram-se alguns resultados descartáveis na atribuição das velocidades das ondas. Supondo que a energia do sinal recebido pelo *bender element* receptor depende da maior ou menor coincidência entre a frequência do sinal de entrada e a frequência de ressonância desconhecida do conjunto *bender element* mais provete e que o conteúdo em frequências de qualquer um dos referidos impulsos (degrau ou pedestal) é superior ao do impulso sinusoidal, a probabilidade de obtenção de sinais suficientemente energéticos para poderem ser utilizados de maneira fiável, aumenta (Lee & Santamarina, 2005). Sobretudo em sistemas com deficiente amplificação, esta vantagem pode ser significativa. Também, como o pedestal é um sinal apenas com uma arcada, e portanto mais curto, diminui a probabilidade do *near field effect* impedir uma rigorosa determinação do tempo das primeiras chegadas.

Experimentalmente, verificou-se que, frequentemente, nos ensaios com *bender elements*, os sinais recebidos associados à onda sinusoidal eram, aparentemente, de melhor qualidade que os associados a impulsos quadrados. Foi então privilegiada a utilização do impulso sinusoidal para os ensaios com *bender extender elements*. As frequências que permitiram uma chegada mais clara das ondas transversais variaram consoante o provete. No entanto, encontraram-se todas entre 1 kHz e 8 kHz. Foi utilizado um impulso com 20 V pico a pico.

3.2.3.3 – Calibrações efectuadas no domínio do tempo

Para a determinação do atraso temporal dos transdutores foram utilizadas as mesmas estratégias descritas no ponto 3.2.2.3. Colocaram-se os transdutores piezoelétricos em contacto e as mesmas barras de aço utilizadas na calibração do receptor ultra-sónico foram empregues para esta calibração. Os provetes de aço de diferentes comprimentos estão ilustrados na Figura 32.11a). A Figura 32.23 é uma representação-tipo do sistema que permitiu realizar as medições nestes provetes. Nesta figura está também demonstrado o modo de colocação dos transdutores em contacto.

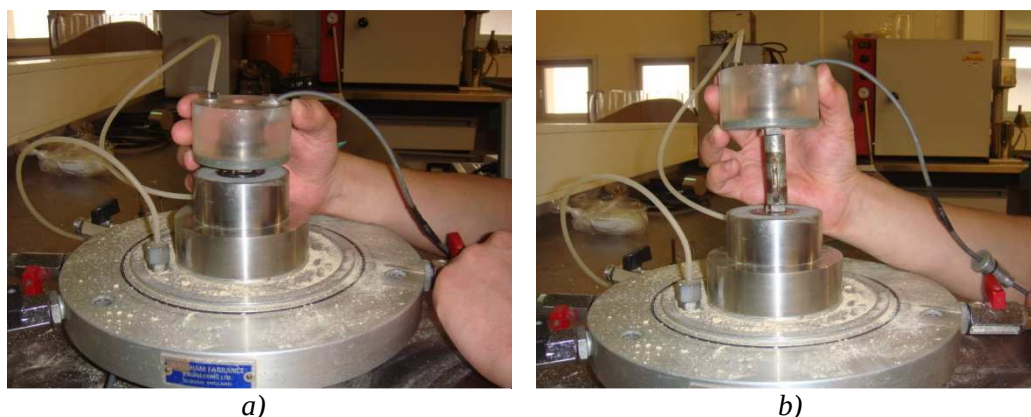


Figura 32.23 – Calibrações dos *bender extender elements*: a) com os transdutores em contacto; b) com os provetes de diferentes comprimentos mas do mesmo material entre os transdutores

Os comprimentos dos diversos provetes de aço, bem como o processo de medição e as resoluções utilizadas encontram-se apresentados no ponto 3.2.2.3. As designações dos provetes e o significado do índice foram também explicados no subcapítulo anterior. Os valores dos tempos de chegada foram registados após 128 médias calculadas pelo osciloscópio. A frequência de excitação foi de 50 kHz para os provetes de aço e 8 kHz para os *bender elements* em proximidade. A Figura 32.24 apresenta o registo da calibração com os transdutores em contacto.

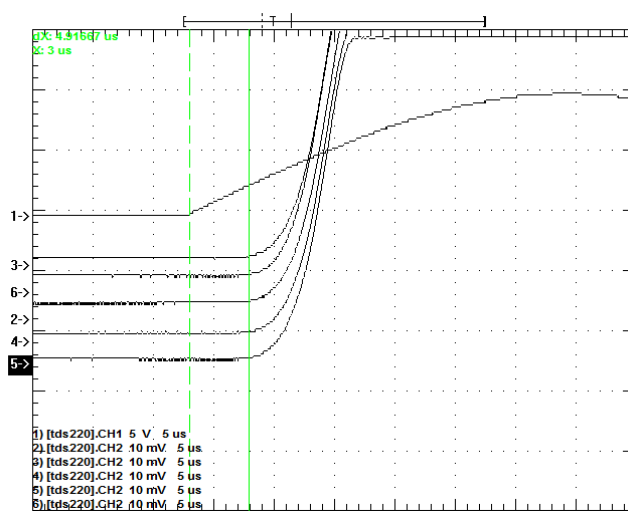


Figura 32.24 – Atraso medido com os transdutores em contacto (4,9 μ s)

De seguida, são apresentados os registos dos valores dos tempos de propagação para os provetes de aço com diferentes tamanhos (Figura 32.25).

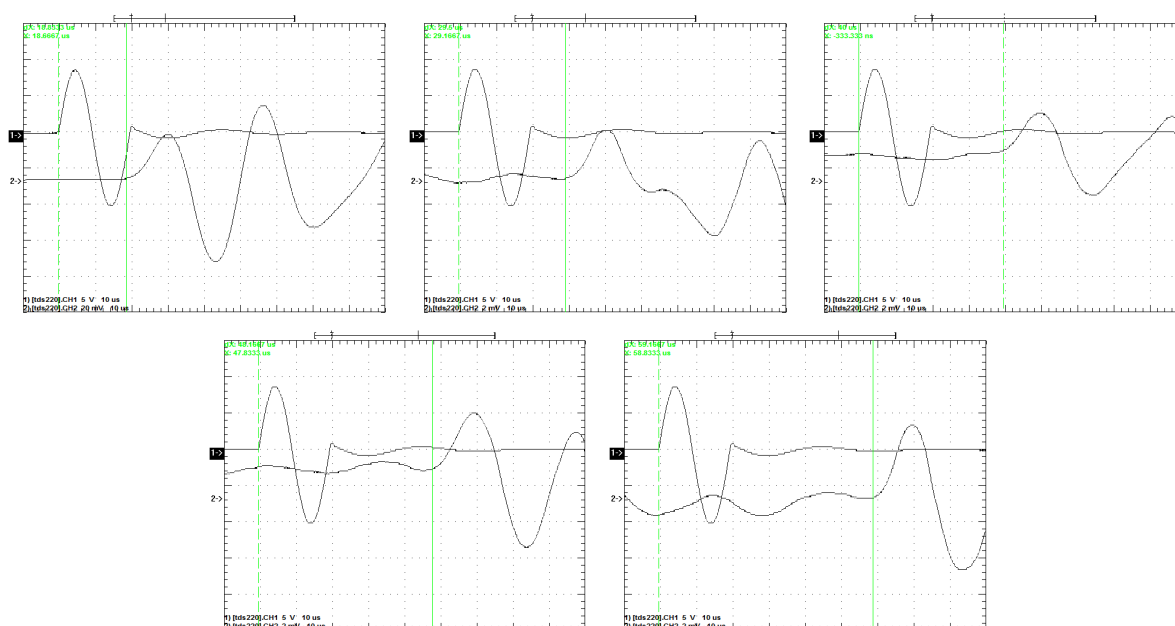


Figura 32.25 – Registos dos tempos de propagação das ondas transversais nos provetes de aço por ordem crescente de comprimento

Após as leituras correspondentes à Figura 32.25, organizaram-se os dados numa função discreta, do tempo explicado pelo comprimento, no Quadro 32.4. A função deu origem a um conjunto de pontos expostos na Figura 32.26. Uma regressão linear, através do método dos mínimos quadrados, entre os pontos, permite uma extrapolação à ordenada na origem. Este valor permite a realização de uma estimativa do atraso do sistema. Uma vez mais, a equação da recta e o coeficiente de determinação linear são apresentados juntamente com o gráfico.

Quadro 32.4 – medições da calibração efectuada com os provetes de aço

Proвете	Comprimento (mm)	Tempo (μ s)
S1	49,80	18,8
S2	100,80	29,5
S3	150,90	40,0
S4	200,22	48,2
S5	250,90	59,2

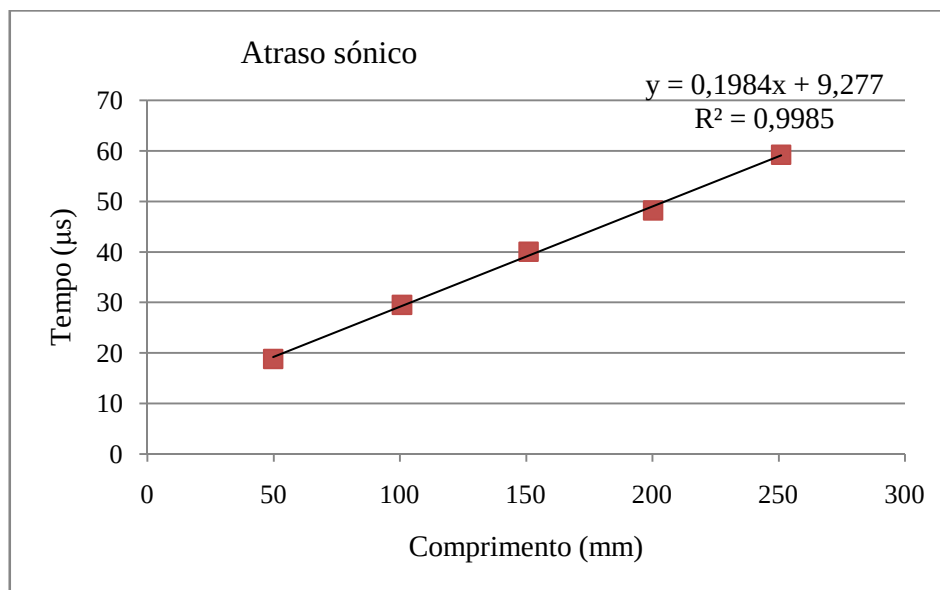


Figura 32.26 – Regressão efectuada com os dados do Quadro 32.4 juntamente com a equação da recta e coeficiente de determinação linear

À semelhança dos resultados obtidos na Figura 32.13, o coeficiente de determinação linear de 0,9985 demonstra um ajuste representativo das medições efectuadas. O significado deste parâmetro é de grande importância. Em primeiro lugar, reflecte a linearidade do sistema e, por outro lado, indica que os tempos de propagação das ondas sísmicas foram correctamente determinados. O valor para o atraso correspondente à ordenada na origem foi de 9,3 μs. De novo, o inverso do declive da regressão calculada equivale à velocidade de propagação das ondas transversais. O valor deve ser multiplicado por um factor de 1000 para a obtenção dos resultados em unidades do sistema internacional. A velocidade derivada desse cálculo foi de 5040 m/s. Este resultado não está de acordo com os resultados encontrados na literatura. Procedendo a um levantamento, outrora já realizado, da velocidade das ondas longitudinais no aço, concluímos que são da ordem de 5300 m/s (ponto 3.2.2.3). São esperadas para o aço um coeficiente de *Poisson* dinâmico de 0,30 (valor retirado da bibliografia) e velocidades de propagação das ondas transversais na ordem de 3300 m/s, calculadas pela seguinte equação:

$$V_S = \sqrt{\frac{1}{2} \times \frac{V_L^2}{1 + \nu_{din}}} \quad (32.1)$$

Este valor encontra-se longe do medido em ensaio. Em alternativa recorreu-se a um método inverso para avaliar a confiabilidade depositada no valor de 5040 m/s. Para tal calculou-se o coeficiente de *Poisson* dinâmico pela Equação 32.2.

$$\nu_{din} = \frac{V_L^2}{2V_S^2} - 1 \quad (32.2)$$

Para um valor de 5300 m/s para a velocidade de propagação das ondas longitudinais e 5000 m/s para as ondas transversais, o resultado do coeficiente de *Poisson* dinâmico é de -0,44. Apesar de alguns tipos de polímeros apresentarem coeficientes de *Poisson* negativos, este parâmetro tem normalmente limites inferiores próximos de zero. Na literatura não foram encontrados resultados que revelem este tipo de valores para os solos, podendo ser considerados absurdos. Pode-se concluir que a regressão calculada na Figura 32.26 não representa uma onda transversal. Trata-se de ondas longitudinais reflectidas uma vez ou mais no bordo dos provetes de aço. Expeditamente, calcula-se o tempo de

propagação da onda medida no provete médio com 150,90 mm. A velocidade das ondas longitudinais no aço calculadas em 3.2.2.3 foi de 5291 m/s. Aplicando uma proporcionalidade directa, expõe-se uma distância de propagação para a velocidade de 5040 m/s de 158,42 mm. Aplicando o teorema de *Pitágoras*, o valor 158,97 mm corresponde ao tempo de propagação da onda longitudinal que é reflectida dez vezes nos bordos do provete. O fenómeno da reflexão explica assim os maus resultados obtidos durante a calibração dos *bender elements*. Estas perturbações podem suscitar dúvidas na própria análise dos provetes de solo-cimento, mas como estes são menos esbeltos e a sua altura é inferior a 150,90 mm em praticamente todos os casos, esperam-se distâncias de propagação das ondas reflectidas bastante maiores. São de aguardar coeficientes de amortecimentos maiores no solo-cimento. A amplitude lida no osciloscópio da onda longitudinal que foi reflectida dez vezes mais nos bordos do provete será mais ténue e eventualmente insuficiente para a sensibilidade do equipamento. Apesar destas pressupostas vantagens em relação ao material aço, os provetes de solo-cimento serão alvo de análise cuidada caso a caso.

As constatações descritas no parágrafo anterior desmerecem as calibrações efectuadas para os provetes de aço com diferentes comprimentos. O atraso que será contabilizado para todos os ensaios efectuados será de 4,9 μ s resultante da calibração efectuada com os transdutores em contacto. Apesar das desvantagens que esta prática acarreta, que estão explicadas no ponto 3.2.2.3, esta apresentou-se como a melhor forma para determinar o tempo para corrigir os ensaios do atraso do sistema que é constituído por transdutores, amplificadores, gerador de funções e osciloscópio.

3.2.3.4 – Ensaios de teste

Os mesmos três provetes *SOLO*, *CIM* e *SR2%*, referidos em 3.2.2.4, foram utilizados para efeitos comparativos. Apenas serão apresentados os resultados obtidos com a metodologia sem sulcos, pois como foi referido, revelou ser a mais adequada. Não foi aplicada qualquer correcção nos tempos de propagação das ondas. Como os três provetes são afectados pelo mesmo erro de igual modo e como o objectivo foi apenas a comparação entre eles, a subtracção do atraso do sistema não induziu diferenças nos tempos de chegada. A falta de aplicação desta correcção deve-se ao facto de que na altura em os testes foram realizados ainda não ser conhecido um valor confiável do atraso associado ao equipamento exterior. No Quadro 32.5 são apresentados os resultados obtidos nos testes dos provetes sem cimento, com cimento e só cimento. Desta vez, o impulso escolhido ganhou a forma de uma sinusóide com frequência de 4 kHz. Pelos motivos apresentados em 3.2.3.2, evitaram-se para os *bender elements* frequências superiores a este valor.

Quadro 32.5 – Velocidades das ondas transversais nos provetes de teste

Designação do provete	Comprimento (mm)	Tempo de chegada (μ s)	Velocidade (m/s)
CIM	142,36	68,3	2084
SOLO	138,92	303,0	458
SR2%	136,3	220,2	619

Os resultados obtidos estão de acordo com o esperado. Uma vez mais são verificadas velocidades de ondas transversais superiores para o provete de cimento, seguidas do de solo-cimento e por último o provete constituído unicamente por solo. O cálculo do coeficiente de *Poisson* dinâmico permite detectar valores inaceitáveis para as velocidades de propagação das ondas sísmicas. Para o cálculo

destes valores é necessário proceder à correcção dos tempos de chegada e determinar velocidades de ondas transversais que se aproximem da realidade. O Quadro 32.6 exhibe as velocidades corrigidas de 4,9 μs , valor extraído da Figura 32.24 e o coeficiente de *Poisson* dinâmico a partir da Equação 32.2 e velocidades de propagação das ondas longitudinais calculadas em 3.2.2.3.

Quadro 32.6 – Velocidades das ondas transversais corrigidas e cálculo do coeficiente de *Poisson* dinâmico através das mesmas

Designação do provete	Comprimento (mm)	Tempo de chegada corrigido (μs)	Velocidade (m/s)	v_{din}
CIM	142,36	63,4	2235	0,21
SOLO	138,92	298,1	466	0,31
SR2%	136,3	215,3	633	0,25

As soluções encontradas são consistentes e validam quer o ensaio com *bender elements*, quer o atraso calculado com os piezoeléctricos em contacto. Evidencia-se que as correcções aplicadas ao tempo de propagação induzem diferenças na ordem dos 7,1% para o provete constituído exclusivamente por cimento e 1,6% no provete estabelecido apenas por solo. Conclui-se por isso que os erros resultantes das incertezas na determinação do tempo da primeira chegada, são tão mais severos quanto maior a velocidade da onda que percorre a totalidade do provete. O crescimento desta incerteza é hiperbólico, tendendo para infinito quando o tempo de propagação se aproxima de zero. Estes erros podem ser atenuados através da utilização de provetes de grandes dimensões e com um sinal com energia suficiente capaz de percorrer a totalidade do provete.

3.2.3.5 – Calibrações para maximização da amplitude

Desde o início das calibrações, evidenciaram-se diferenças que algumas combinações de ligações apresentaram para o mesmo ensaio. A energia fornecida aos transdutores modificou-se com um elevado número de factores, como cabos de ligação, pressão aplicada ao provete, selecção de canais nos amplificadores *multiplexer*, frequências e formas de vibração e utilização do *high vacuum grease*. Nestes ensaios em particular, a forma e frequência do impulso não podiam ser alteradas, como explicado no ponto 3.2.3.2. O aproveitamento do peso no topo do sistema e o aproveitamento do *high vacuum grease* provocaram um acréscimo de energia no conjunto. Cada combinação de canais nos amplificadores *multiplexer* apresentou diferentes gamas de energia nos diversos sinais. Para averiguar quais as mais adequadas, testaram-se as trinta e seis combinações possíveis, medindo as que apresentaram maior energia e menor ruído. A Figura 32.27 demonstra os resultados adquiridos para esta calibração. Da esquerda para a direita, em primeiro lugar, estão as combinações respeitantes ao transmissor no canal 1 com as seis posições possíveis do receptor; de seguida apresenta-se o mesmo mas com as combinações do transmissor no canal 2; esta série repete-se até serem atingidas as 36 posições correspondentes ao produto de seis por seis canais. O impulso utilizado foi o sinusoidal de 50 kHz.

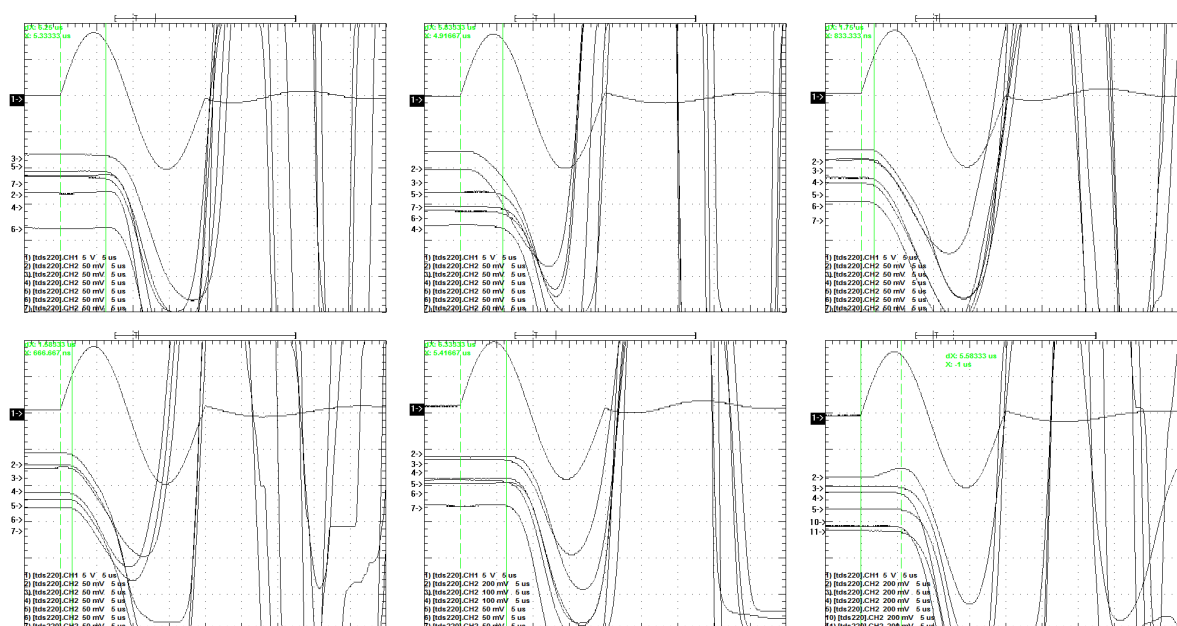


Figura 32.27 – Combinações para as 36 posições dos amplificadores *multiplexer*

Com os registos apresentados na Figura 32.27 podem ser calculados os atrasos respeitantes a cada uma das combinações. Alargando a escala vertical, é possível determinar quais as combinações que demonstram sinais de baixo ruído ou de elevada energia. As medições dos atrasos estimados estão incluídas no Quadro 32.7, apresentado de seguida.

Quadro 32.7 – Atrasos normais em μs referentes a cada combinação dos amplificadores *multiplexer*

Atrasos		Emissor					
Receptor	Canais	1	2	3	4	5	6
	1	6,3	5,8	1,8	1,6	6,3	5,6
	2	7,6	5,6	1,7	1,5	7,7	5,2
	3	6,4	5,6	1,8	1,3	6,8	5,6
	4	7,6	5,8	1,8	1,7	7,0	4,9
	5	6,7	1,6	1,0	1,3	6,1	5,1
	6	7,4	1,8	1,8	0,8	7,6	4,9

A vermelho estão as posições que revelaram baixa energia no sinal resposta, a amarelo e verde as que apresentaram uma resposta normal e de particularmente boa amplitude, respectivamente. Ilustradas na cor azul estão as combinações que revelaram baixo ruído.

A combinação eleita para determinar a velocidade de propagação das ondas transversais corresponde à colocação de ambos os amplificadores *multiplexer* na posição 6. Para além de possuir um boa amplificação, o atraso do sistema é pequeno e permite uma ligação em série dos *bender elements*.

3.2.4 – ENSAIOS EM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS DE EXCITAÇÃO TRANSVERSAL

3.2.4.1 – Definição geral

Os transdutores transversais ou de corte (ou *shear-plates*) distinguem-se dos transdutores de compressão unicamente pela orientação da sua polarização. Enquanto os últimos possuem a orientação perpendicular às faces do transdutor cilíndrico, os *shear-plates* contêm a sua polarização paralela às

mesmas faces. São também constituídos por um elemento piezocerâmico simples, de forma prismática. À semelhança dos *bender elements*, as superfícies exteriores condutoras estão ligadas em série. As deformações geradas no elemento quando se introduz um potencial eléctrico nos terminais são do tipo distorcional, produzindo ondas de corte (Ferreira, 2003). As ligações, polarização e o tipo de movimento são explicados pela Figura 32.28.

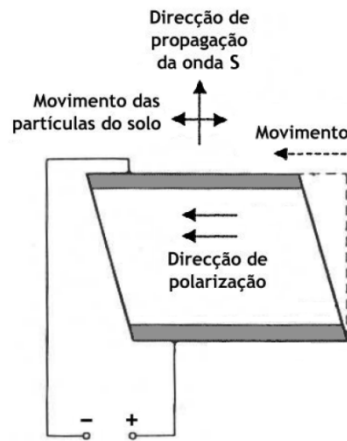


Figura 32.28 – Transdutor transversal: polarização, ligação e movimento (Ferreira, 2003)

O principal objectivo da utilização deste processo foi determinar as velocidades de propagação das ondas transversais, eliminando grande parte das desvantagens apontadas aos ensaios com *bender extender elements*. Com os *shear-plates*, as ondas longitudinais criadas resultam apenas de um processo de criação de ondas transversais, tendo por isso muito fraca energia e sendo invisíveis à sensibilidade do osciloscópio.

3.2.4.2 – Características do Equipamento Utilizado

O equipamento utilizado e as suas características foram muito semelhantes às dos ensaios com transdutores ultra-sónicos de compressão. O gerador de funções e o osciloscópio foram descritos no ponto 3.2.2.1. As ligações e configuração do sistema adoptado para a realização do ensaio foram as mesmas também e estão explicadas no ponto 3.2.2.2 e ilustradas com figuras. A grande diferença incidiu na forma dos próprios transdutores e suas componentes interiores. O receptor e o emissor ultra-sónico de corte são constituídos por aço inoxidável, de forma cilíndrica, com 15,0 mm de diâmetro e 20,4 mm de altura. Um elemento piezo-condutor de zirconato de titânio (PZT-4) cilíndrico, polarizado na direcção ilustrada pela Figura 32.28, permite a transformação de energia eléctrica em mecânica, iniciando a propagação de uma onda transversal. As impedâncias acústicas dos materiais que constituem o transdutor estão descritas no ponto 3.2.2.1. Não foram encontradas as referências nem as frequências nominais destes transdutores ilustrados na Figura 32.29.



Figura 32.29 – Transdutores ultra-sónicos transversais, de corte ou *shear-plates*

Devido à falta de energia do sinal que os transdutores apresentados na Figura 32.29 revelaram, estes foram conectados a um amplificador do *ISMES* com capacidade de aumento de energia até um factor de 10, aumento da amplitude numa escala de $\sqrt{10}$. Por razões não apuradas (crê-se, porém, que uma das ligações dos cabos não estaria bem conectada e o tempo disponível para conclusão desta dissertação não permitiu a repetição do ensaio em condições ideais), os resultados obtidos aquando da aplicação do amplificador não foram esclarecedores. Não serão por isso efectuadas mais considerações sobre o sistema apresentado nem serão apresentados os seus resultados. Espera-se em breve, e após o término desta dissertação, resolver este pequeno problema.

3.2.5 – VARIAÇÕES DA AMPLITUDE DO SINAL DEVIDAS AOS AGENTES EXTERNOS

Durante o procedimento das calibrações descritas nos pontos anteriores, vários processos foram testados de forma a melhorar a clareza dos sinais, alguns inclusivamente já referidos. Este subcapítulo tem como propósito demonstrar essas melhorias, bem como algumas características particulares de cada ensaio. Serão apresentadas algumas figuras com a aplicação de cada agente externo juntamente com imagens do sistema sem o próprio agente. A amplitude dos resultados será comparada entre cada um justificando deste modo as práticas escolhidas. A melhor ou pior eficácia de actuação do agente pode também ser avaliada pelas diferenças entre os tempos de propagação dos impulsos emitidos. Se a amplitude aumentar, mas em consequência o agente introduzir um atraso considerável nesse intervalo de tempo, deverá ser reavaliada a sua aplicação.

Entendam-se como agentes externos os objectos que não fazem parte do conjunto transdutores, gerador de funções e osciloscópio. A Figura 32.30 mostra o primeiro desses agentes e a diferença de clareza do sinal quando o *high vacuum grease* é utilizado. Uma excitação quadrada de 50 kHz foi escolhida para realização deste teste. As soluções foram calculadas com os transdutores em contacto.

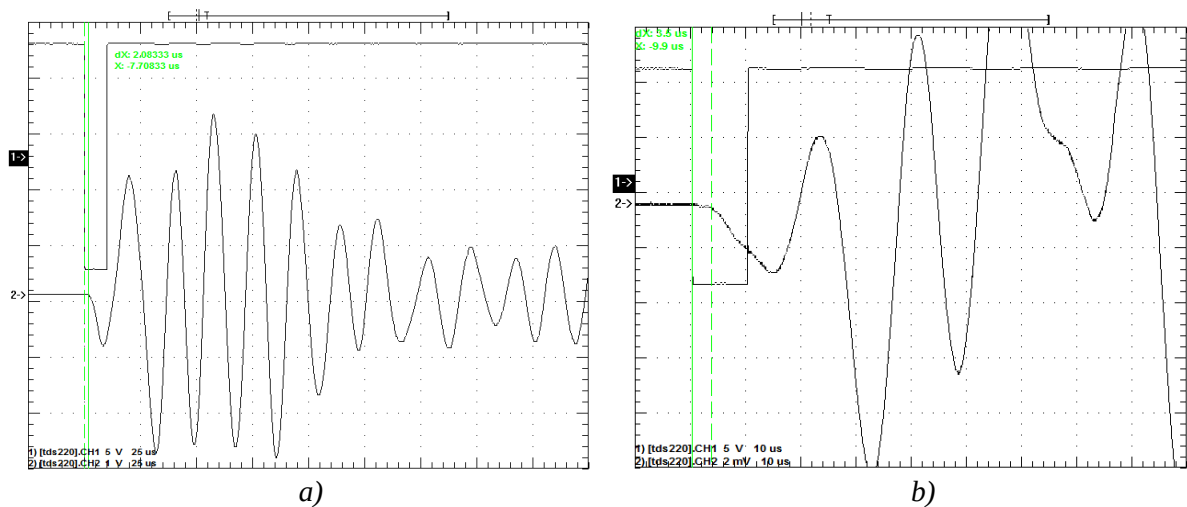


Figura 32.30 – Utilização do *high vacuum grease*: a) Com a aplicação; b) Sem a aplicação

Foi observado um nítido ganho de amplitude no sinal recebido através da introdução do agente *high vacuum grease*. Na Figura 32.30a) o sinal de resposta obtido tem uma primeira chegada de 4 V e um atraso de 2,1 μ s, enquanto sem a utilização do agente o sinal da mesma chegada cai para 7 mV e o atraso aumenta para 3,5 μ s. São patentes as vantagens do aproveitamento do *high vacuum grease*, que não só clarifica o sinal e diminui o atraso como também diminui as reflexões nas fronteiras dos transdutores linearizando o sistema, como denota a Figura 32.30a).

O par acção-reacção introduzido no topo de um ensaio caracteriza-se também como um agente externo. Teoricamente, o aumento de tensão está associado a um aumento de energia, traduzido em amplitude num meio perfeitamente elástico. A partir de um certo factor de carga, o aumento deixa de ser significativo, verificando-se por vezes, reversão da tendência. Na Figura 32.31, estão patentes as variações da amplitude para a carga mais utilizada de 1,0 kg. A vibração quadrada com frequência de 50 kHz foi uma vez mais utilizada no estudo dos efeitos dos agentes exteriores nos sinais de resposta. O provete ensaiado tem a designação de *CIM*.

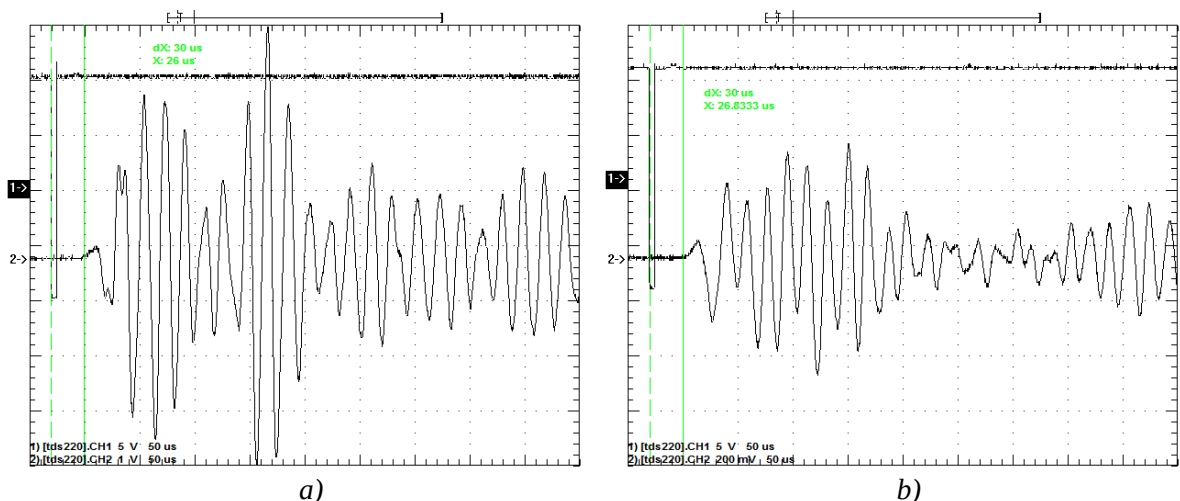


Figura 32.31 – Introdução de pressão: a) Com a aplicação da carga; b) Sem a aplicação da carga

Ambos os resultados patentes na Figura 32.31 foram obtidos a partir da aplicação do *high vacuum grease* nas fronteiras entre os transdutores e o provete. As imagens validam a prática de utilização do factor de carga. Na Figura 32.31a), a amplitude da primeira chegada do sinal recebido é da ordem de

0,2 V, com um tempo de propagação de 30 μ s. Da mesma forma, na Figura 32.31b) é visível o mesmo sinal, mas desta vez com uma voltagem da mesma chegada igual a 50 mV. O tempo de propagação foi equivalente à situação anterior e igual a 30 μ s. A constatação que a amplitude aumenta em larga escala para um pequeno incremento de tensão é particularmente útil. Permite analisar o instante de chegada das ondas filtradas de grande parte do ruído exterior. Como seria de esperar, o tempo de propagação em ambas as situações foi igual. Este dado permite concluir que o nível de deformações aplicadas ao provete *CIM* é suficientemente baixo para permanecer em regime totalmente elástico. Esta conclusão foi extrapolada para os provetes de solo-cimento.

Como já foi nomeado anteriormente, todas as leituras dos ensaios de ondas longitudinais e transversais efectuados no Laboratório de Geotecnia da FEUP foram realizadas com o cálculo de 128 médias. Este procedimento visou eliminar qualquer ruído não constante, descrito no ponto 2.8.3.5. As ondas mecânicas provenientes de aparelhos em funcionamento perto do local do ensaio possuem normalmente uma geração de ondas de amplitudes positivas e negativas aleatórias. O teorema do limite central explica que a partir de cinquenta medições, a variação da amplitude pode ser equiparada a uma distribuição normal centrada em zero, ou seja, com média igual a zero. Assim, a utilização de um conjunto de médias superior a cinquenta permite visualizar com grande probabilidade um sinal plano medido num ambiente de ruído aleatório. Existem alguns sinais cujas médias não estão aptas a filtrar, como por exemplo, a vibração induzida por um compressor caracterizado pela sua frequência e amplitude constantes. Os diferentes resultados calculados pela utilização das médias estão apresentados na Figura 32.32.

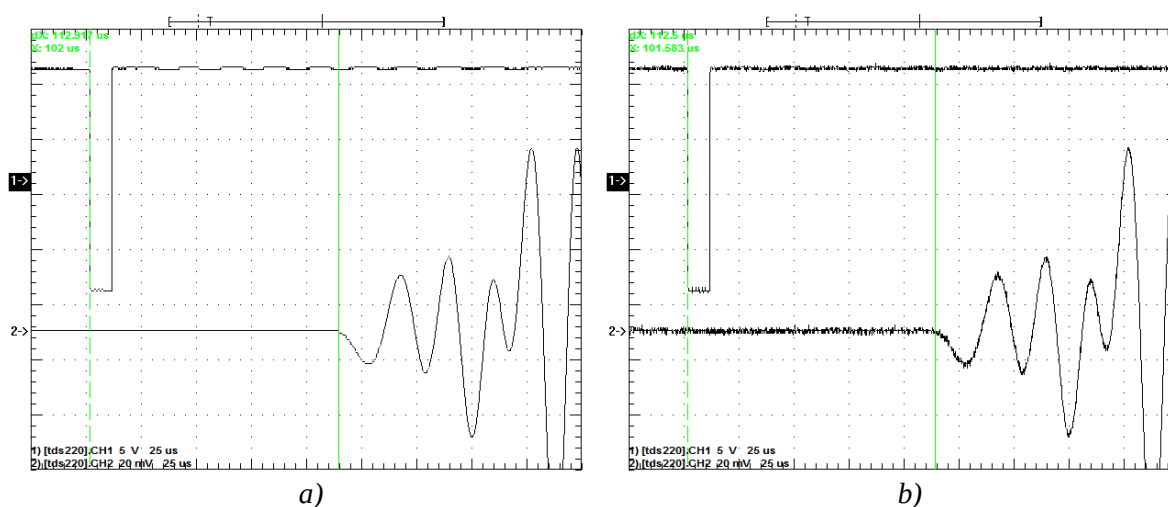


Figura 32.32 – Introdução de médias: a) Com a aplicação das médias; b) Sem a aplicação das médias

Apesar das 128 médias serem directamente calculadas pelo osciloscópio, foram inseridas no subgrupo agentes externos, pois provocam alterações nos resultados tanto como os restantes mencionados e fazem com que a representação da onda de chegada seja realizada não por um instante mas sim por uma janela temporal. O teste explicado na Figura 32.32 foi produzido em condições semelhantes para ambos os gráficos. Na mesma figura estão expostas as vantagens referidas no parágrafo anterior. É possível visualizar um sinal mais limpo e o momento de chegada da onda é mais nítido com a utilização das médias. A existência de um sinal abatido no início da propagação permitiu criar um método para atribuição do instante de chegada da onda que foi amplamente utilizado. Esse critério consistiu na atribuição do instante de chegada da onda no primeiro ponto em que a tangente do sinal foi diferente de zero.

3.3 – MEIOS, METODOLOGIA E CALIBRAÇÕES NO GEOTECHNICAL NONDESTRUCTIVE LAB DA UoW

3.3.1 – INTRODUÇÃO

No Laboratório não destrutivo de Geotecnia da UoW foram medidas as velocidades de propagação de dois diferentes tipos de ondas elásticas. A determinação foi realizada recorrendo a dois diferentes métodos de ensaio, sustentados na teoria da elasticidade. Através de transdutores de muito alta frequência, foram medidas as velocidades de propagação das ondas de compressão. Com um ensaio mais corrente foram também caracterizadas as ondas longitudinais (as mesmas que foram medidas no Laboratório de Geotecnia da FEUP).

Em relação às ondas de compressão, os resultados foram obtidos com uma análise simples temporal de determinação dos tempos de chegada. Através de características de acoplamento e suporte já estudadas no decorrer de trabalhos anteriores, os mecanismos de medição foram de antemão validados. As referências dessas publicações serão descritas no decorrer de cada sistema implementado.

O estudo da velocidade de propagação das ondas longitudinais foi mais complexo. Essa complexidade surgiu com o estudo de propriedades dinâmicas até então não avaliadas. Como foi descrito no ponto 1.2, a avaliação do módulo de elasticidade e módulo de distorção dinâmicos não é por si só suficiente para a completa caracterização das propriedades dinâmicas de um material. Os parâmetros como o coeficiente de amortecimento, frequências de ressonância e ângulos de fase foram então determinados. Em Portugal, estas grandezas aplicadas aos solos são ainda relegadas para um plano marginal. No entanto, essas características comportamentais têm vindo sucessivamente a adquirir o seu destaque e plano de relevância perante as condições envolvidas pelas obras de Engenharia.

A determinação desses factores foi realizada com recurso à análise espectral, onde diversas metodologias aplicadas demonstram resultados bastante consistentes. O processo de calibração dos diversos equipamentos revelou-se moroso e de extrema importância.

Salienta-se que durante a viagem para o Canadá os provetes foram envolvidos em película aderente para permanecerem protegidos de perdas de humidade. É razoável admitir que essas perdas por evaporação são inevitáveis. São esperadas, em consequência, ligeiras variações na velocidade de propagação das ondas longitudinais em comparação com os resultados obtidos em Portugal. Essas variações serão traduzidas por um aumento das velocidades como consequência de um aumento da massa volúmica.

Refere-se também que todos os provetes submetidos aos ensaios na UoW possuíam mais de 28 dias de idade em relação à data em que foram ensaiados no Laboratório de Geotecnia da FEUP, ou seja, a sua resistência estaria já muito próxima da resistência final. De forma a avaliar uma velocidade de propagação média consistente e comum a diversas amostras, foram moldados três novos provetes com características semelhantes – teor em cimento e grau de compactação – mas com tamanhos distintos. Os provetes escolhidos foram o A2-4%, A3-4% e A4-4%.

As calibrações efectuadas com os materiais com características conhecidas possuem uma resolução mínima de 0,1 μ s, enquanto para os provetes de teste, essa resolução diminuiu para 0,2 μ s.

Foi utilizado o software *WaveBook* para o processo de tratamento dos resultados.

3.3.2 – ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS PARA CARACTERIZAÇÃO DAS ONDAS LONGITUDINAIS

3.3.2.1 – Características do equipamento utilizado

Um transdutor ultra-sónico é caracterizado pela sua frequência nominal e pela gama de frequências de resposta. A frequência nominal, que define a capacidade de detectar pequenas discontinuidades, depende da espessura do cristal piezoeléctrico constituinte. Um disco, também piezoeléctrico, fino vibra com um comprimento de onda duas vezes superior à sua espessura. Por outro lado, a gama de frequências de resposta depende do seu coeficiente de amortecimento. Transdutores com um elevado coeficiente de amortecimento são sensíveis a uma maior gama de frequências em torno da frequência nominal, embora com menor amplitude de resposta. Geram impulsos de menor suporte e por isso permitem uma melhor resolução.

Os transdutores utilizados são constituídos por aço inoxidável do tipo 303-S31. Possuem ambos forma cilíndrica, com diâmetro de 5,08 cm e uma altura de 3,80 cm. São constituídos por três cristais piezocondutores de zirconato de titânio (PZT-4), com 6,35 mm de espessura e 8 mm de diâmetro. O último cristal está em contacto directo com a face inferior do conjunto. Os discos estão protegidos por uma fina camada de *perspex*. Novamente, a impedância acústica do aço inoxidável, do PZT-4 e *perspex* são $45,55 \times 10^{-5} \text{ g/cm}^3 \times \text{s}$, $34,5 \times 10^{-5} \text{ g/cm}^3 \times \text{s}$ e $3,06 \times 10^{-5} \text{ g/cm}^3 \times \text{s}$, respectivamente. A camada de *perspex* com duas molas hélice comprime o disco de cristal. A camada inferior controla a vibração do transdutor, absorvendo a energia transmitida da face do cristal piezoeléctrico. A frequência nominal é de 50 kHz, fornecida pelo fabricante. Uma diferença de potencial eléctrico induz uma deformação de compressão-extensão, que permite o movimento vibratório do transmissor. Não existem registos sobre o modelo e os números de série dos transdutores.

Foram adaptados dois cones de alumínio aos transdutores, de forma a reduzir a área de contacto entre os mesmos e os provetes. As alturas dos cones de acoplamento são de 6,3 cm e reduzem o diâmetro dos transdutores para 1 cm. Os transdutores mantiveram-se em contacto com os cones através de um rigoroso processo de encaixe.

O conjunto transdutores mais cones de acoplamento são apresentados esquematicamente na Figura 33.1a) e a sua representação fotográfica na Figura 33.1b).

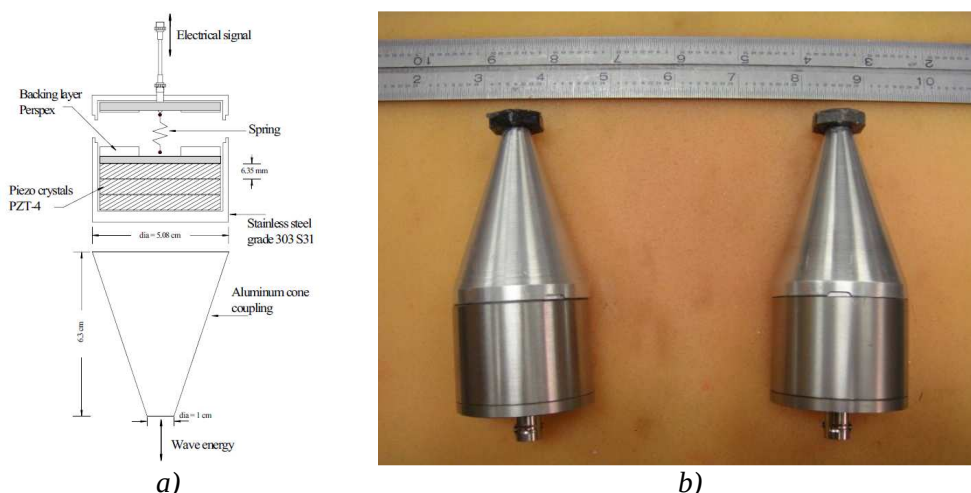


Figura 33.1 – Transdutores ultra-sónicos e cones de acoplamento utilizados na determinação das velocidades de propagação das ondas longitudinais: a) representação esquemática (Tallavó *et al.*, 2009); b) representação fotográfica

O esquema de funcionamento destes transdutores submetidos a um impulso sinusoidal está esquematizado na Figura 32.1.

Os transdutores anteriormente descritos foram accionados por dois geradores de funções que corresponderam ao tipo de excitação pretendida. O mais moderno dos dois correspondeu a um equipamento da empresa *Hewlett-Packard*, modelo 36670A *DYNAMIC SIGNAL ANALYZER*®, governado por uma gama de potências entre 25 meV e 55 MeV. A sua potência nominal é fornecida pelo fabricante e corresponde a 3,454 eV. É capaz de efectuar calibrações automáticas até à temperatura de 295 K. A tensão fornecida ao sistema permite alcançar um máximo de 2 V pico a pico e a gama de frequências pode variar entre 1 Hz a 100 kHz, sem os erros de fase apresentados pelo gerador de funções do Laboratório de Geotecnia da FEUP. A irradiação de prótons deste gerador apresenta uma fluência quantificada em $2.7 \times 10^{12} \text{ cm}^{-2}$ até $8.5 \times 10^{14} \text{ cm}^{-2}$. Possui uma gama de pulso entre 0,001 ms e 999 ms. Na Figura 33.2a) pode ser observado o equipamento agora descrito.



Figura 33.2 – Geradores de funções utilizados na UoW: a) 36670A *DYNAMIC SIGNAL ANALYZER*®; b) 22120A 15 MHz *FUNCTION/ARBITRARY WAVEFORM GENERATOR*®

O remanescente equipamento do mesmo tipo utilizado está representado na Figura 33.2b). O fabricante é novamente a empresa *Hewlett-Packard* e o modelo de referência é 22120A 15 MHz *FUNCTION/ARBITRARY WAVEFORM GENERATOR*®. Este gerador de funções é capaz de gerar impulsos e vibrações sinusoidais, quadradas, triangulares e rampas. Com uma geração de sinal até 9,99 V pico a pico, correspondeu às exigências dos métodos complexos descritos no ponto 3.3.1. Apresenta uma capacidade de geração de frequências até 15 MHz a partir da qual apresenta erros de fase. A capacidade de armazenamento permite a instalação de um programa, funciona com uma intensidade de corrente de 20 mA e uma resolução de 12 bit e 0,025%. Está construído para trabalhar a humidades relativas entre 5 e 98% e para uma banda de velocidades de 50:1, dependente do motor. Não é capaz de produzir a excitação de tipo *sweep*.

O software utilizado para processamento dos sinais bem como o seu registo foi parte integrante de um aparelho da marca *IoTech* modelo *WaveBook/516E™ 16-bit 1MHz Data Acquisition System with Ethernet Interface*®. Este aparelho é um sistema de aquisição de dados que permite digitalizar os sinais e enviá-los para um aparelho (como por exemplo um computador) que os possa gravar, substituindo, simplificada, o osciloscópio. Calibrado para ser considerado um sistema invisível, isto é, tal como o computador onde as leituras ficam gravadas, este equipamento praticamente não altera a forma da amplitude e frequências das ondas que o atravessam. Contém oito canais para *input* de voltagem mais oito canais de acelerómetro *ICP*® *input*. Possui uma resolução de 200 ns e para todos os sinais que recebe aplica-lhes um filtro de passa-baixo de 20 kHz. É programável com quatro funções e apresenta uma sensibilidade de 0,025% FS. Recebe uma frequência máxima de 1 MHz que

não foi ultrapassada durante as experiências. Funciona com quatro distintas gamas de amplitude de sinal, seja este de chegada ou de saída. Essas voltagens são 1, 2, 5 e 10 V pico a pico. A sua característica mais preponderante é o seu passo de amostragem, não permitindo recolha de dados em intervalos de tempo menores que 2 μ s. O aparelho está apresentado na Figura 33.3.

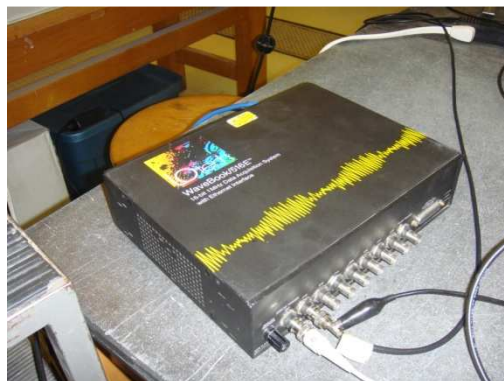


Figura 33.3 – Sistema de aquisição de dados para ondas longitudinais utilizado na UoW

Por último, para determinar o comportamento das ondas longitudinais, implementaram-se mais dois equipamentos fabricados pela própria Universidade de Waterloo. Estes equipamentos consistem num amplificador de sinal, pois a voltagem produzida pelo gerador de funções revelou-se insuficiente e também num redutor de sinal. Esta redução foi essencial, pois permitiu que as energias dos sinais de saída fossem compatíveis com a escala do aparelho que recebe a leitura das deformações. Os equipamentos estão apresentados na Figura 33.4. Não existem especificações técnicas destes aparelhos. O amplificador fornece ao sistema 100 vezes mais energia até um máximo de 120 V, ou seja, a sua capacidade máxima de amplitude da onda de entrada é de 12 V. Inversamente, o redutor de energia retira 90% da amplitude total da onda de saída.

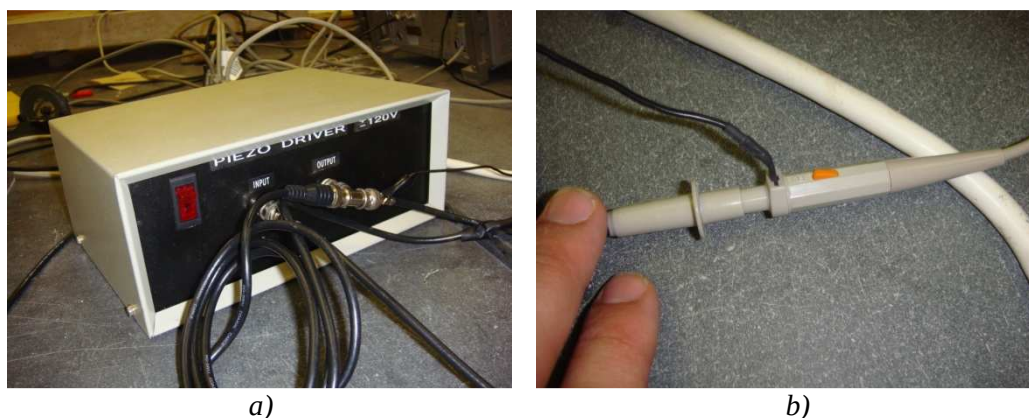


Figura 33.4 – Equipamento produzidos pela UoW: a) Amplificador de sinal; b) Redutor de sinal

No ponto 3.3.2.2 estão explicados os modos de conexão de todos estes equipamentos.

3.3.2.2 – Descrição dos procedimentos de ensaio

Para determinação e caracterização das velocidades de propagação das ondas longitudinais foi apenas aplicada uma metodologia. Esta temática tinha sido estudada por diversos autores (Tallavó *et al.*, 2008 e Tallavó *et al.*, 2009) na própria Universidade e comparada com algumas das diferentes possibilidades de caracterização das ondas em questão. Após essa análise de sensibilidade, os mesmos autores concluíram que no procedimento descrito no presente ponto consiste na melhor alternativa a implementar.

Com recurso a uma treliça em aço e uns compressores mecânicos foi possível reproduzir os ensaios efectuados sempre em condições muito semelhantes. Consistiu em dois triângulos de metal com afastamento ajustável, submetidos a um par de momentos gerados pelos compressores mecânicos e pelo próprio provete. Permitiu que todos os provetes sujeitos a ensaio possuíssem uma tensão elevada, amplificando ainda mais a energia do sinal de resposta. A segunda vantagem reside na possibilidade de comparação entre os diferentes resultados para os diversos provetes. A força aplicada ao provete foi controlada por dois mecanismos de rosca, colocados em ambas as extremidades, capazes de produzir uma tensão de compressão. É ilustrado na Figura 33.5 o mecanismo de suporte dos provetes durante os ensaios, bem como o mecanismo de controlo da tensão aplicada. Foi colocado um nível no topo do provete, de forma a avaliar a horizontalidade do sistema.



Figura 33.5 – Sistema de suporte dos provetes para os ensaios realizados na UoW: a) Estrutura de suporte; b) Mecanismo de regularização da tensão aplicada ao provete

Como se pode constatar pela análise da Figura 33.5a), existe um determinado nível de tensão nos mecanismos de regularização, para o qual as faces superiores do sistema equiparado a uma treliça permanecem desviadas da horizontal. Esse desvio é proporcional ao aumento da pressão exercida. De forma a uniformizar todos os ensaios, foi necessário criar um processo expedito para que o excesso de pressão não transformasse o conjunto num sistema não linear.

Contabilizou-se o número de meias voltas e a amplitude do sinal lido no sistema de aquisição de dados em função das mesmas. Os gráficos obtidos estão representados na Figura 33.6 para os transdutores em contacto e com os provetes entre os transdutores.

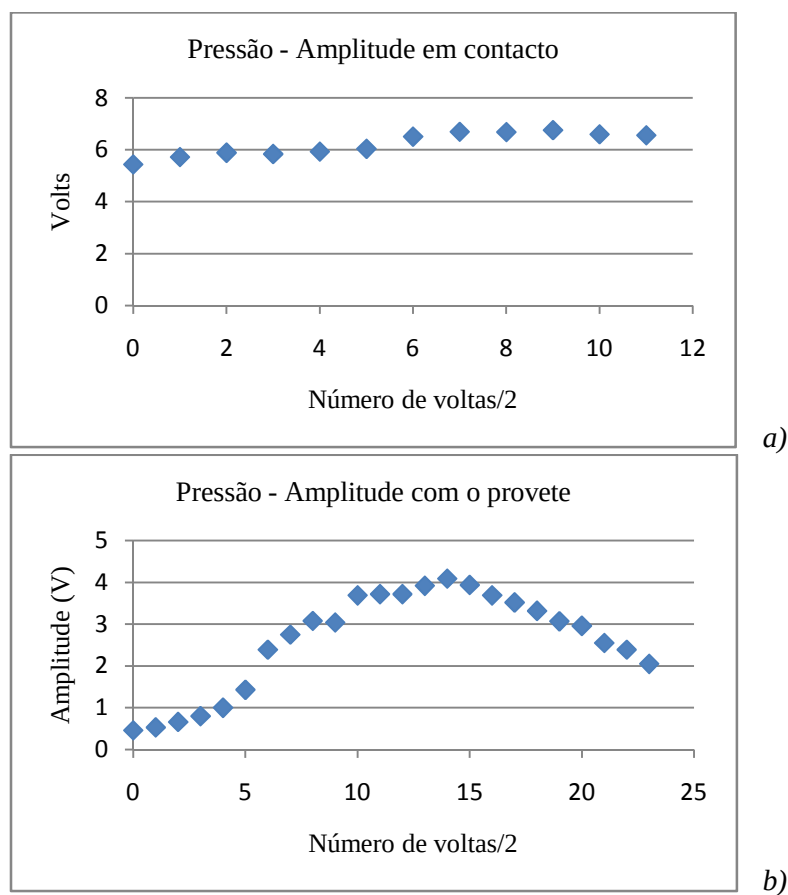


Figura 33.6 – Gráficos da amplitude em função da pressão aplicada: a) Transdutores em contacto; b) Transdutores juntamente com o provete

Como esperado, os transdutores em contacto atingiram amplitudes significativamente maiores do que com o provete entre os mesmos. Verificou-se que a pressão no caso a) não foi preponderante. A partir do momento em que os transdutores encostam um no outro e começam a ser efectuadas leituras, a voltagem neles aplicada varia insignificamente. Na situação b) as mesmas características não são verificadas: um aumento exponencial de energia no início do contacto, seguido de uma ligeira inflexão para as duas funções logarítmicas e, por último, novamente uma função exponencial negativa. Esta característica é particularmente interessante, pois o filtro de passa-baixo de 20 kHz do sistema de aquisição corresponde a uma distribuição seno cardinal que possui uma forma semelhante à descrita. Este pormenor induz que, para além de uma frequência nominal de amplificação, existe também uma pressão nominal nos transdutores. Salienta-se que esta possibilidade não foi explorada.

O processo expedito, já referido, baseia-se na determinação de uma altura aproximada, em que o número de voltas corresponde a um máximo lido na Figura 33.6b). Através de variadas repetições constatou-se que essa amplitude foi atingida numa posição muito específica de um nível colocado na parte superior da zona comprimida da treliça. A posição referida está patenteada na Figura 33.7 e corresponde ao encostar da bolha de ar do nível num dos seus marcadores.



Figura 33.7 – Posição do nível para uniformização da pressão aplicada a todos os provetes

O sinal criado pelo gerador de funções é enviado directamente para a caixa de amplificação. Após o acréscimo de energia, é reenviado para dois locais através de um conector em forma de “T”. No primeiro terminal está o aparelho redutor de sinal, que compatibiliza a voltagem para não danificar o equipamento que adquire os dados. No segundo terminal, está o transmissor ultra-sónico que emite o impulso para o provete, que, por sua vez, é recebido no receptor ultra-sónico que está conectado ao sistema de aquisição de dados. Os resultados no final são armazenados num computador ligado ao aparelho de aquisição. A Figura 33.8 resume as ligações efectuadas.

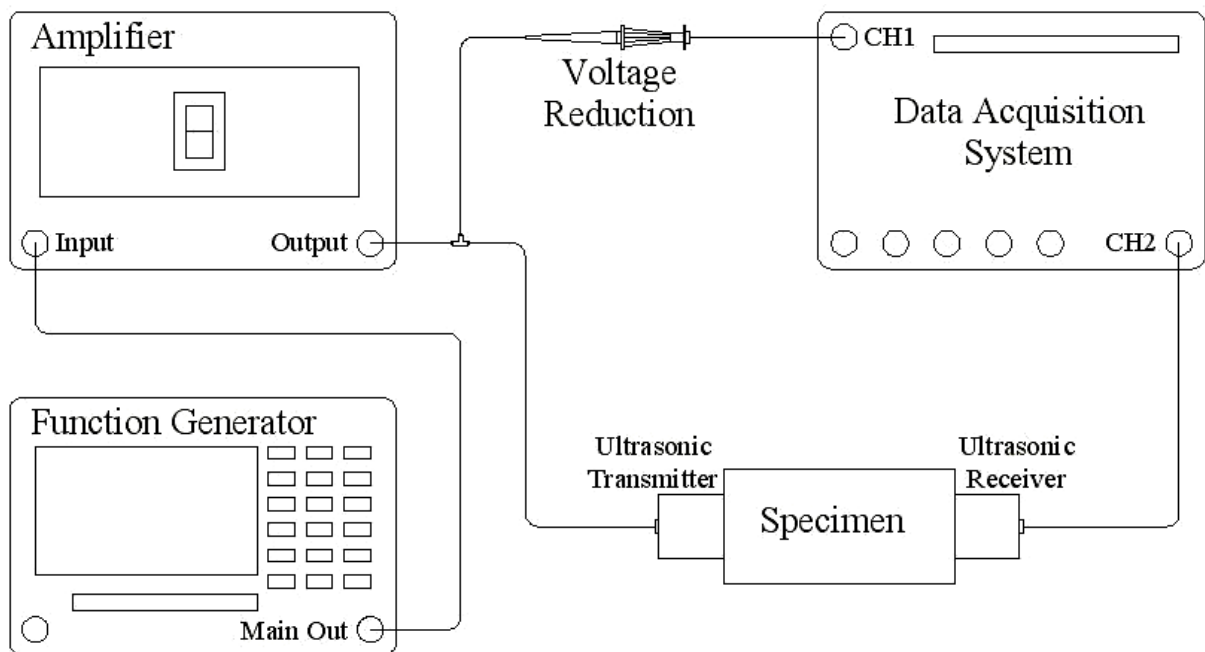


Figura 33.8 – Ligações entre os aparelhos utilizados na medição das ondas longitudinais

O sistema adoptado para os ensaios encontrava-se em posição horizontal, com o transmissor sempre do lado esquerdo de quem observa a Figura 33.5a). Nas fronteiras entre o provete e os transdutores foi colocada uma fina camada de *high vacuum grease*. Os motivos para a utilização desta metodologia foram descritos no ponto 3.2.2.2. O mesmo produto foi também colocado nas fronteiras entre os próprios transdutores. As componentes de todo o sistema podem ser observadas na Figura 33.9.



Figura 33.9 – Equipamentos e sua disposição adoptada no decorrer dos ensaios na UoW

Durante a realização destes ensaios foram utilizadas três formas de excitação. A partir dos resultados observados em Portugal existiu particular interesse na utilização da forma de onda quadrada com frequência nominal igual à dos transdutores. Verificou-se infelizmente um desajuste no disparo do impulso quadrado, não permitindo por isso, a sua utilização. Esta deficiência está ilustrada na Figura 33.10, juntamente com os restantes impulsos utilizados. De forma a padronizar a amplitude das diversas frequências de excitação, utilizou-se o *sweep* com uma gama de frequências entre 0 Hz e 70 kHz com uma amplitude de 0,995 V pico a pico. Qualquer voltagem acima deste valor conduziria a uma saturação do sinal devido ao efeito da amplificação. Apesar de todas as vantagens teóricas deste somatório de impulsos, o *sweep* revelou uma grande sensibilidade, resultando em aumento dos erros numéricos, como será demonstrado no ponto 3.3.2.5. O impulso sinusoidal justificou-se como a vibração mais adequada para satisfazer os requisitos necessários ao desenvolvimento das técnicas de modelação numérica no domínio da frequência. Por corresponder ao valor nominal dos transdutores, o impulso fornecido ao sistema possuiu uma frequência de 50 kHz. A Figura 33.10 mostra alguns dos sinais obtidos pela ordem em que foram enumerados: onda quadrada, sinusoidal e *sweep*.

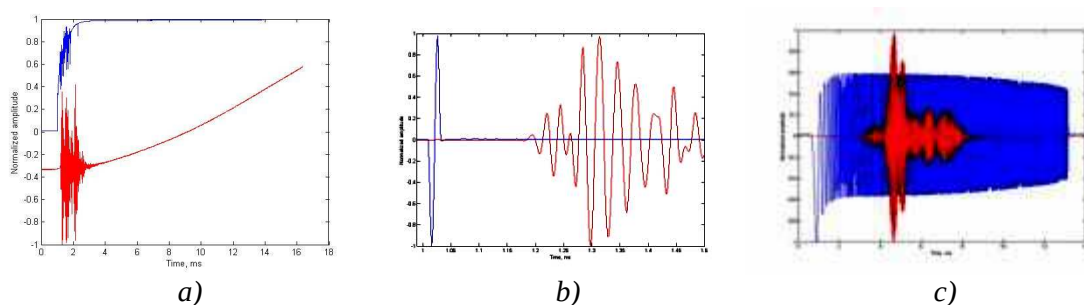


Figura 33.10 – Impulsos utilizados na UoW: a) quadrado; b) sinusoidal; c) *sweep*

3.3.2.3 – Calibrações efectuadas no domínio do tempo

No domínio do tempo procura-se detectar, com o máximo rigor possível, a primeira chegada do tipo de onda pretendido e o tempo que lhe corresponde após correcção de eventuais atrasos induzidos pelo sistema. À semelhança do ponto 3.2.2.3, as calibrações consistiram na verificação do atraso induzido pelos agentes exteriores ao provete e determinação do grau de linearidade de propagação das ondas longitudinais. Este último pormenor é de extrema importância pois os provetes submetidos à análise com estes transdutores foram avaliados em forma de onda completa e não apenas com a pontual chegada directa das ondas.

Na determinação do atraso normal do sistema foram seleccionados oito corpos de materiais conhecidos, agrupados em três categorias, quatro constituídos por *PVC* e outros tantos de alumínio. A

técnica de colocação dos transdutores em contacto também foi abrangida mas com a consciência das imprecisões daí provenientes descritas no ponto 3.2.3.3. O modo como foi realizada a calibração com os provetes do mesmo material mas com comprimentos diferentes foi idêntica ao processo empregue no Laboratório de Geotecnia da FEUP. A importante diferença foi a implementação de dois materiais com características muito distintas, que permitiu uma comparação dos resultados. Embora fossem esperadas diferenças no atraso calculado, estas não deveriam ser muito díspares e a sua ordem de grandeza deveria ser igual à ordem do tempo calculado pelos transdutores em contacto. Para cada um dos conjuntos de provetes foram efectuadas as calibrações para impulsos sinusoidais já que os *sweep* não permitem avaliar o instante da primeira chegada no domínio do tempo.

Devido à velocidade de propagação de ondas longitudinais nos provetes de alumínio ser muito maior do que no *PVC* esperam-se efeitos de vizinhança mais severos nos primeiramente referidos. Este factor atribui um grau de fiabilidade maior às velocidades medidas nos provetes de *PVC*. Na Figura 33.11 está representado o registo do sinal no tempo lido com os transdutores em contacto accionado por um impulso sinusoidal.

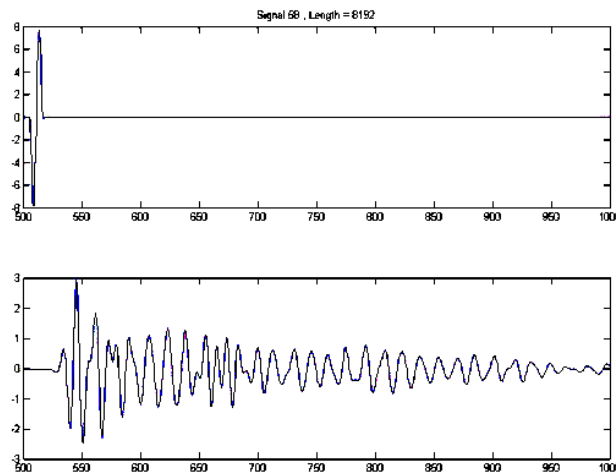


Figura 33.11 – Impulso sinusoidal com os transdutores em contacto (atraso normal igual a 28 μ s)

O atraso medido em primeira análise pode induzir em erro, por se tratar de um número mais elevado do que normalmente é medido para situações semelhantes. Os responsáveis pelo aumento em relação a medições anteriores são os cones de acoplamento. Na Figura 33.12 são apresentadas as calibrações efectuadas com os provetes de *PVC* com os sinais no tempo. De forma a evitar uma proliferação de gráficos, não serão apresentados os dados que permitiram atribuir uma velocidade de propagação das ondas longitudinais nos provetes de alumínio. Apenas serão apresentados os seus resultados na Figura 33.13. Os provetes mais pequenos do grupo são nomeados com o índice 1 e os maiores com o índice 4. A designação *PVC* refere-se aos provetes de *PVC* e a designação *ALU* aos de alumínio. Por exemplo, a abreviatura *ALU4* refere-se ao maior dos provetes de alumínio.

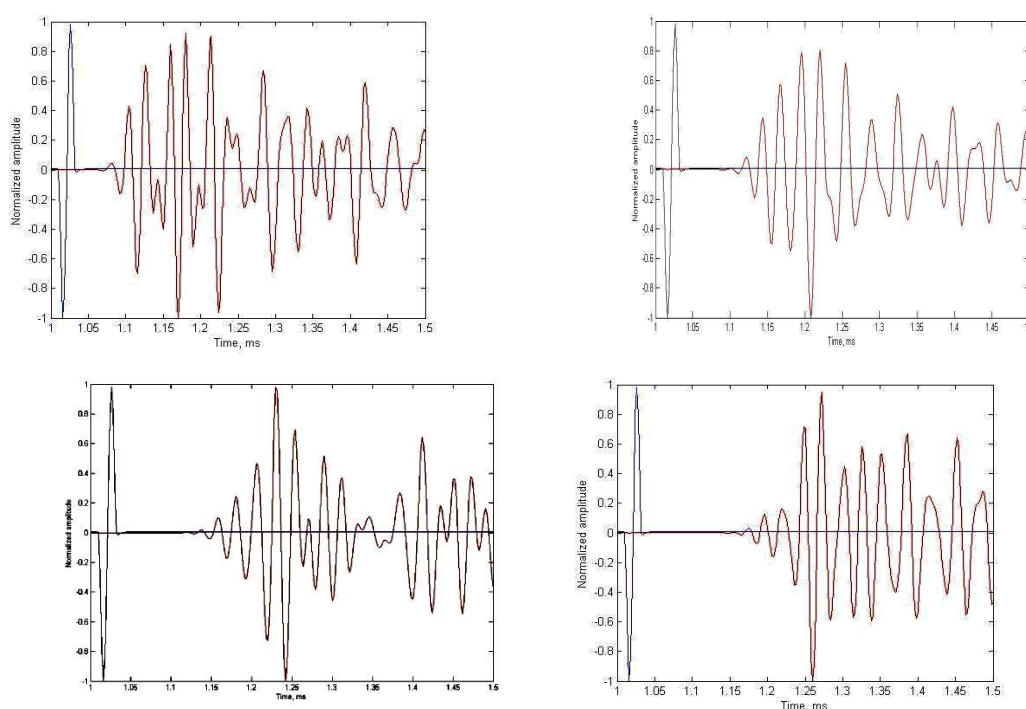


Figura 33.12 – Registos do sinal no tempo dos provetes de *PVC* (da esquerda para a direita os provetes são: *PVC1*, *PVC2*, *PVC3* e *PVC4*)

As diferenças entre os gráficos da Figura 33.12 são nítidas. À medida que o comprimento do provete vai aumentando, o tempo de chegada da onda longitudinal vai aumentando. Num sistema sem atraso, a razão entre os comprimentos e o tempo de chegada toma o valor de uma constante. Os registos da Figura 33.13 permitiram a construção do Quadro 33.1, onde são colocadas as designações dos oito provetes de alumínio e *PVC*, bem como os seus comprimentos e tempos de chegada das ondas longitudinais para cada um.

Quadro 33.1 – Diferenças entre o tempo de chegada e tempo de saída das ondas longitudinais

Índice do Proвете	Alumínio		<i>PVC</i>	
	Comprimento (mm)	Tempo (μ s)	Comprimento (mm)	Tempo (μ s)
1	49,78	35,6	51,04	52,1
2	98,15	45,8	101,09	72,1
3	148,99	53,8	150,54	95,8
4	199,15	61,9	200,94	115,4

A partir do Quadro 33.1 foram calculadas rectas de regressão para os dois materiais, de forma a determinar a ordenada na origem representativa do atraso do sistema. A Figura 33.13 é constituída por essas regressões e apresenta também a equação de cada uma das rectas juntamente com o coeficiente de determinação linear. A ordenada na origem, com os trasndutores em contacto, calculada na Figura 33.13, é também assinalada transversalmente por um triângulo amarelo.

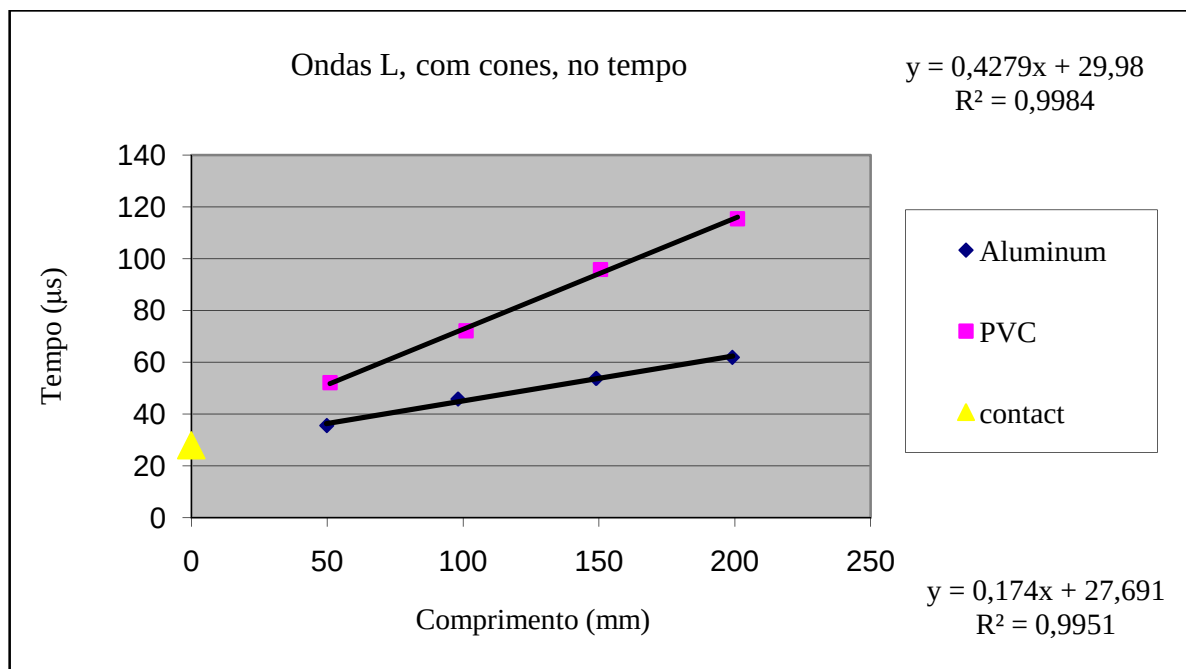


Figura 33.13 – Regressões lineares para leituras dos tempos de chegada das ondas longitudinais em função do comprimento dos provetes, equações e coeficientes de determinação lineares (impulso sinusoidal)

As velocidades de propagação das ondas longitudinais, explicadas pelo inverso do declive da regressão e multiplicadas por um factor de 1000, do PVC e alumínio, são de 2337 m/s e 5747m/s, respectivamente. Não foram encontrados na literatura valores respectivos às velocidades de propagação no PVC. A velocidade de 5747 m/s correspondente ao alumínio está em plena consonância com o valor 5700 m/s encontrado na literatura.

O atraso calculado de 30 µs e 28 µs para o PVC e e alumínio, respectivamente, mais do que da mesma ordem de grandeza, consiste em valores muito próximos ao atraso calculado com os transdutores em contacto. Os coeficientes de determinação linear, mesmo para poucas repetições, apresentam valores superiores a 99%. As leituras referenciadas no Quadro 33.1 foram registadas aplicando um filtro com mais de 40 médias. Devido aos menores efeitos de vizinhança, o atraso considerado mais confiável foi o do material PVC, 30 µs.

Como pode ser observado na Figura 33.12, o sistema não se apresentou tão linear quanto desejável. Esta característica é descortinada a partir dos aumentos de amplitude após o sinal de maior energia ter chegado.

3.3.2.4 – Calibrações efectuadas com a técnica de inversão do domínio de frequência do sistema

As calibrações recaíram uma vez mais na determinação do atraso que o sistema impunha ao tempo de propagação das ondas longitudinais e na verificação de linearidade do conjunto equipamento mais provetes. Os provetes escolhidos para esta calibração permaneceram os mesmos utilizados no ponto 3.3.2.3. Apresenta-se de seguida, uma sucessão de expressões que permitem obter as funções resposta de impulso do sistema ou IRF_{TSR} . A designação IRF refere-se a *impulse response function* e FRF a *frequency response function*, as letras “T” “S” e “R” designam respectivamente o *transmitter*, *specimen* e *receiver*.

$$Y(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} Y(t)e^{-j\omega t} dt \quad (33.1)$$

$$X(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} X(t)e^{-j\omega t} dt \quad (33.2)$$

em que:

$$\omega = 2\pi \times f;$$

$Y(t)$ é o sinal de chegada no domínio do tempo;

$X(t)$ é o sinal de saída no domínio do tempo.

Salienta-se que para o cálculo de $Y(t)$ e $X(t)$ também pode ser utilizada a transformada em Z.

$$FRF_{TSR} = \frac{Y(\omega)}{X(\omega)} \quad (33.3)$$

em que:

FRF_{TSR} é a função resposta de frequência do sistema.

Numericamente, são aplicados os filtros de passa-alto e de passa-baixo 20 kHz e de 100 kHz, respectivamente. A função filtro tem como principal objectivo remover algumas componentes de frequência do sinal. Os filtros de passa-baixo removem as frequências acima do seu valor, enquanto os filtros de passa-alto removem as inferiores, ao seu valor, nas componentes do sinal. De seguida calcula-se a IRF_{TSR} .

$$IRF_{TSR} = \int_{-\infty}^{\infty} FRF_{TSR}(\omega)e^{j\omega t} d\omega \quad (33.4)$$

em que:

IRF_{TSR} é a função resposta de impulso do sistema.

Esta formulação numérica permite criar um critério uniforme para a determinação do instante de chegada da onda longitudinal através do passo de amostragem. No entanto, a grande vantagem reside na possibilidade do estudo do sinal no domínio da frequência onde se podem extrair parâmetros como a velocidade de fase, frequências de ressonância e coeficientes de amortecimento - este último calculado pelo método de *Prony* descrito no ponto 2.9.1. A formulação do método de *Prony* tem sido estudada por alguns autores (Tallavó *et al.*, 2009) na determinação dos coeficientes de amortecimento para as diferentes frequências de ressonância. Essa metodologia foi recentemente criticada pelos mesmos autores. A Figura 33.14 mostra algumas das limitações do método.

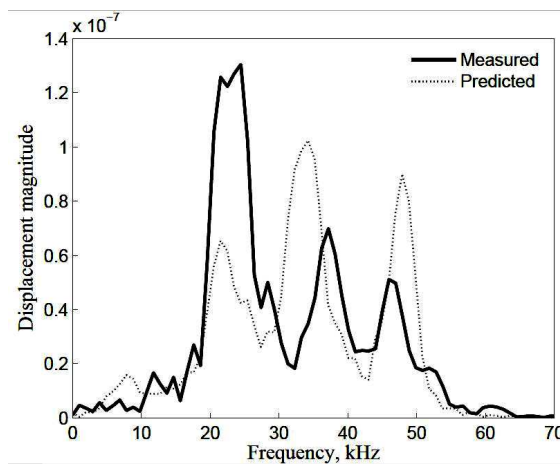


Figura 33.14 – Diferenças entre a FRF_{TSR} calculada pela Equação 33.3 e a previsão calculada pelo método de Prony a ponteados (Tallavó *et al.*, 2008)

Analisando a Figura 33.15, a conclusão é evidente. As estimativas dos coeficientes de amortecimento são muito falíveis se calculadas pelo método de Prony. Neste caso específico, os parâmetros são subestimados para a frequência de 25 kHz e sobrestimados para as frequências de 38 kHz e 47 kHz. Constatadas estas discrepâncias, a opção residual permaneceu no cálculo destes coeficientes através do método mais universalmente aceite e descrito no ponto 2.6.7.

A função resposta de frequência é utilizada para a determinação dos restantes parâmetros dinâmicos não estudados até então (frequências de ressonância, coeficientes de amortecimento e ângulos de fase). A Figura 33.15a) denota a primeira calibração efectuada no domínio das frequências. O teste consistiu em calcular a FRF_{TR} com os transdutores em contacto, em que os índices “T” e “R” significam *transmitter* e *receiver*, respectivamente, ou seja, não possuem um provete entre eles. De seguida foi calculada, para a mesma excitação, a FRF_{TR} com os transdutores em contacto mas desta vez com o transmissor no lugar do receptor e com o receptor no lugar de transmissor. Em teoria, estas duas funções deveriam ser praticamente iguais num sistema linear, situação que se verificou. Um segundo teste, representado na Figura 33.15b), residiu na tentativa de obtenção da mesma função resposta de frequência, no entanto, com um impulso completamente diferente. A resistência dos materiais, teoria das peças lineares e a teoria da elasticidade confirmam novamente que num sistema linear os resultados obtidos deveriam ser muito idênticos. Os dois impulsos indutores da vibração foram o sinusoidal e o *sweep*.

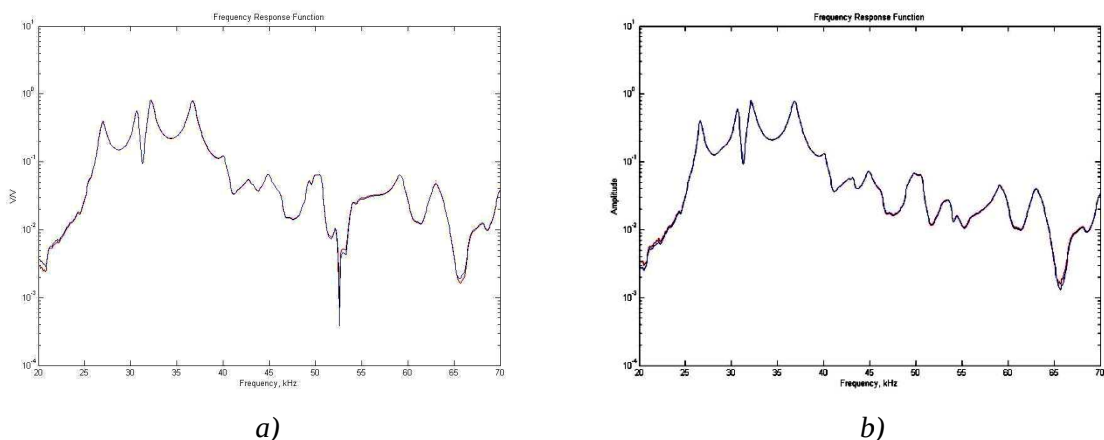


Figura 33.15 – FRF_{TR} calculadas invertendo a função dos transdutores para impulsos distintos: a) *sweep*; b) Impulso sinusoidal

Uma grande semelhança entre ambas as funções obtidas com a inversão do papel dos transdutores foi a característica mais evidente desta calibração. Este factor é claramente uma boa indicação, no entanto, algumas divergências da função resposta de frequência para excitações distintas apontava para preocupações que mais tarde se revelaram pertinentes. Salienta-se o aspecto mais curioso observada nos gráficos. Aparentemente a frequência nominal dos transdutores não é de 50 kHz como indica o fabricante. As frequências de 25 kHz a 40 kHz são notoriamente mais amplificadas que a característica.

A segunda calibração efectuada consistiu na medição do atraso através transformada inversa da função resposta de frequência do sistema, obtendo a IRF_{TSR} . Em primeiro lugar foram colocados os transdutores em contacto e medido o atraso. Esta técnica afasta as possibilidades de um possível erro do operador na determinação do instante em que a onda de saída é gerada. A formulação do modelo trunca todos os valores que estão à esquerda de zero, considerando que este representa o início da amostragem. Semelhante vantagem, relativa ao passo de amostragem já referido, está explicada na Figura 33.16b). Aqui pode-se verificar com clareza o instante em que a onda longitudinal chega depois de percorrer todo um sistema, com ou sem provete. Essa chegada está demarcada por um afastamento súbito dos pontos amostrados. A Figura 33.16a) ilustra a IRF_{TR} de um *sweep* com os transdutores em contacto. O passo de amostragem é de 2 μ s.

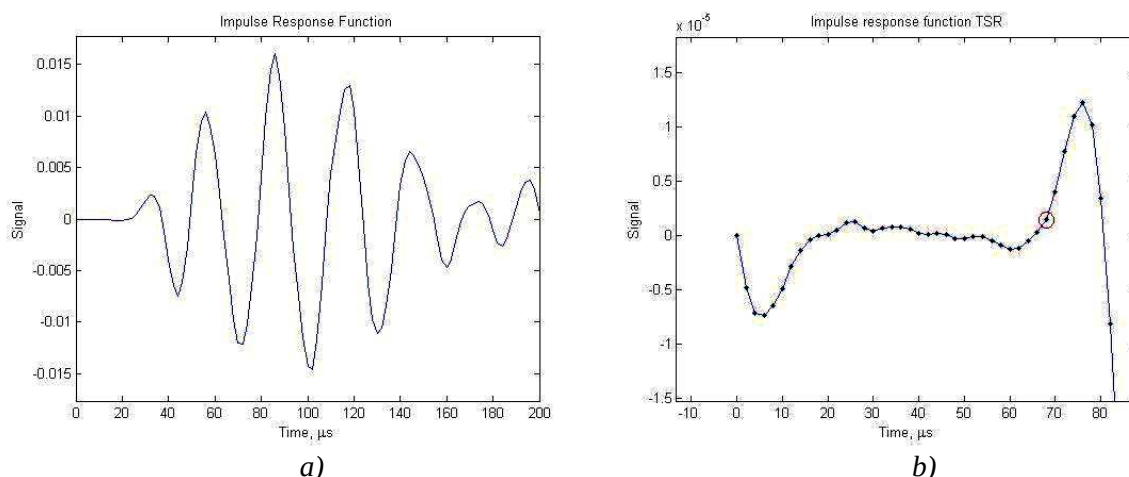


Figura 33.16 – IRF_{TR} : a) Transdutores em contacto com atraso igual a 22 μ s (IRF_{TR}); b) Critério do passo de amostragem (IRF_{TSR})

O gráfico da Figura 33.16b) apresenta uma tendência de subida mesmo antes do ponto onde foi considerado o instante de chegada. Apesar de verdadeira, esta constatação pode induzir no erro da selecção de um ponto prematuro como momento de chegada da onda longitudinal. Como se trata de materiais nos quais conhecemos as características, os tempos de propagação já conhecidos corroboram com esta metodologia. Foi deveras importante manter este critério constante ao longo de todas as medições, pois o próprio critério corrige-as entre si. Se o erro cometido, na determinação do instante de chegada da onda num provete, for igual ao erro cometido, na determinação do instante de chegada da onda com os transdutores em contacto, a diferença entre estes instantes, que corresponde ao tempo de propagação da onda no provete, anula o próprio erro cometido, ou pelo menos, uma parcela do mesmo.

O valor de 22 μ s calculado foi utilizado no passo seguinte desta calibração, novamente, como mecanismo de comparação. Para o procedimento do teste que se seguiu foram utilizados repetidamente os provetes *ALU1*, *ALU2*, *ALU3*, *ALU4*, *PVC1*, *PVC2*, *PVC3* e *PVC4*. A grande diferença entre esta calibração e a do ponto 3.3.2.3, para além do domínio, foi a utilização do *sweep*.

Privilegiaram-se os registos obtidos para os provetes de *PVC* com um impulso sinusoidal, esses resultados são apresentados na Figura 33.17. Saliente-se que uma vez com os provetes entre os transdutores, a função resposta de impulso modifica a sua conotação de IRF_{TR} , passando a designar-se IRF_{TSR} .

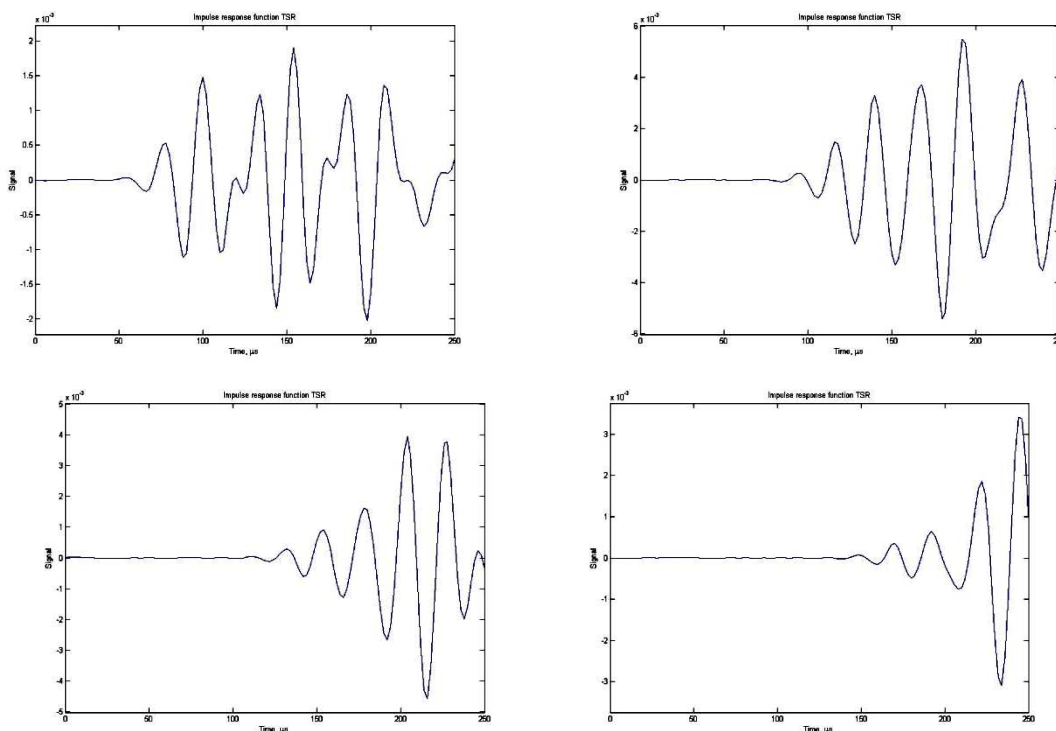


Figura 33.17 – Registos do sinal na função resposta de impulso do sistema dos provetes de *PVC* sob um impulso sinusoidal (da esquerda para a direita os provetes são: *PVC1*, *PVC2*, *PVC3* e *PVC4*)

Os registos da Figura 33.17 mostram não ser necessária a atribuição do instante em que o impulso é accionado, pois todos os registos começam no instante de tempo igual a zero. Pode verificar-se o aumento de chegada em função do comprimento do provete, à semelhança do que acontece na Figura 33.12. Os tempos de propagação foram recolhidos e dispostos no Quadro 33.2 e Quadro 33.3, onde são colocadas as designações dos oito provetes de alumínio e *PVC* e também o seu comprimento. Os dois quadros apresentados correspondem às duas diferentes vibrações.

Quadro 33.2 – Instante de chegada das ondas longitudinais para uma vibração sinusoidal

Índice do Provede	Alumínio		PVC	
	Comprimento (mm)	Tempo (μs)	Comprimento (mm)	Tempo (μs)
1	49,78	34	51,04	44
2	98,15	38	101,09	67
3	148,99	48	150,54	90
4	199,15	58	200,94	113

Quadro 33.3 – Instante de chegada das ondas longitudinais para um sweep

Índice do Provete	Alumínio		PVC	
	Comprimento (mm)	Tempo (µs)	Comprimento (mm)	Tempo (µs)
1	49,78	36	51,04	46
2	98,15	44	101,09	80
3	148,99	52	150,54	108
4	199,15	62	200,94	140

Organizando os Quadros 33.3 e 33.2 com os atrasos calculados com os transdutores em contacto, estabeleceu-se uma estrutura com todos os dados. O método dos mínimos quadrados foi mais uma vez utilizado para fazer ajustes entre a dispersão de pontos calculados através dos ensaios. As equações das rectas e coeficientes de determinação são apresentados nas Figuras 33.18 e 33.19, respeitantes aos resultados obtidos por esta calibração e mostrados nos quadros anteriores.

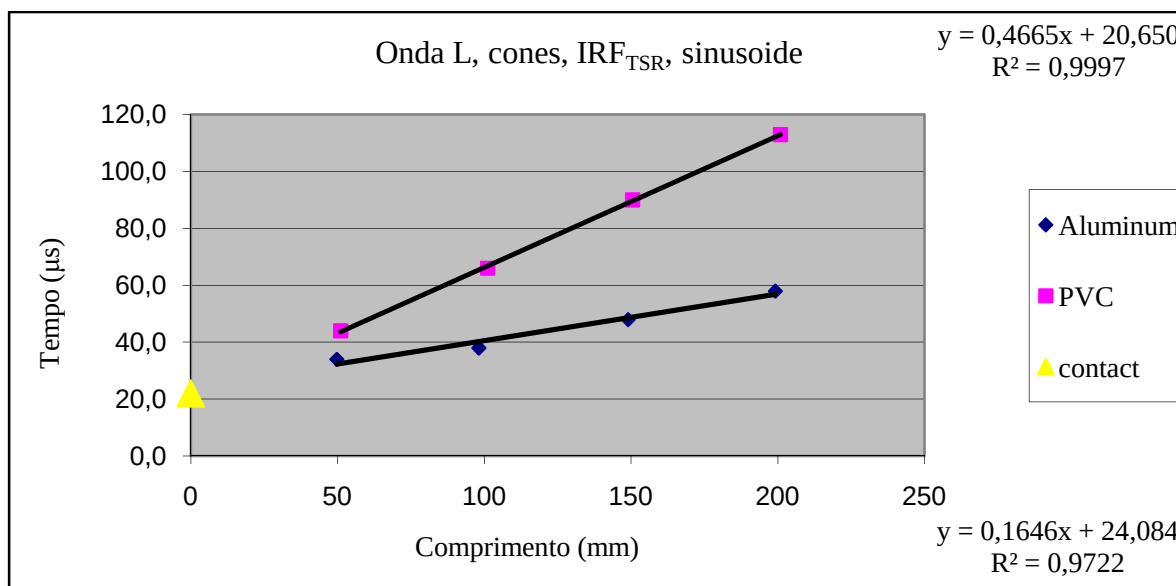


Figura 33.18 – Regressões lineares para leituras das chegadas dos sinais invertendo a FRF_{TSR} das ondas longitudinais em função do comprimento dos provetes (impulso sinusoidal)

Deste gráfico podem ser retiradas três importantes constatações. O coeficiente de determinação linear da regressão efectuada com os pontos do material *PVC* é o mais elevado e corresponde ao valor de 0,9997 (enumerando inclusivamente os coeficientes das calibrações apresentadas abaixo). Os efeitos de vizinhança previstos são visíveis na regressão efectuada com os registos do alumínio, em que o tempo de propagação do provete *ALU1* apresenta um valor discrepante dos restantes três do mesmo material. A recta de regressão $y = 0,1646x + 24,084$ obtida para os provetes de alumínio apresenta o coeficiente de regressão menos satisfatório.

As velocidades correlativas a cada um dos materiais são 6075 m/s e 2157 m/s para o alumínio e *PVC*, respectivamente. Os resultados para o alumínio não se encontram de acordo com o que seria de esperar pelas razões descritas no parágrafo anterior.

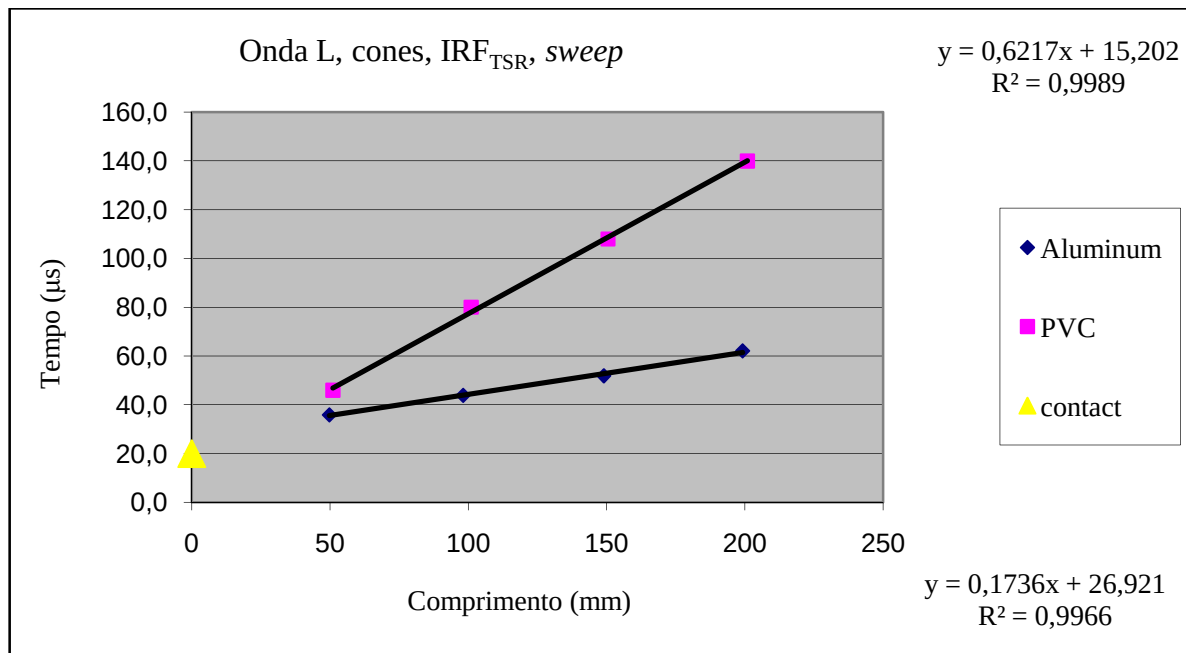


Figura 33.19 – Regressões lineares para leituras das chegadas dos sinais invertendo a FRF_{TSR} das ondas longitudinais em função do comprimento dos provetes, equações e coeficientes de determinação lineares (somatório impulsos sinusoidais)

Resultados tão diferentes para esta situação não eram esperados. As ordenadas na origem $27 \mu s$ e $15 \mu s$ para o alumínio e PVC, respectivamente, não oferecem confiabilidade. Para além de não coincidirem entre si, são diferentes de quaisquer restantes resultados obtidos em calibrações. Esta análise de sensibilidade é fundamental. Considerando os elevados coeficientes de determinação lineares obtidos, o atraso medido com os transdutores em contacto foi $20 \mu s$, ou seja, o valor representa uma variação adicional aos resultados. Baseadas nestes pressupostos, as calibrações para determinação do atraso do sistema, aplicando esta metodologia não foram consideradas válidas. As velocidades calculadas são: 5760 m/s e 1608 m/s para o alumínio e PVC, respectivamente.

3.3.2.5 – Calibrações efectuadas com a técnica de inversão de domínio de frequência do provete

As calibrações concretizadas neste ponto foram muito semelhantes às do ponto 3.3.2.4. Os provetes utilizados foram novamente os *ALU1*, *ALU2*, *ALU3*, *ALU4*, *PVC1*, *PVC2*, *PVC3* e *PVC4*. O principal objectivo desta nova metodologia foi retirar a necessidade de uma determinação de um atraso. O procedimento foi, aparentemente, simples e é apresentado no seguimento das equações do ponto anterior. Uma vez eliminadas as imprecisões associadas aos resultados devidas a uma defeituosa determinação do atraso normal, as calibrações passaram a incidir exclusivamente nas verificações de linearidade do sistema.

$$Y'(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} Y'(t)e^{-j\omega t} dt \quad (33.5)$$

$$X'(\omega) = \int_{-\infty}^{\infty} X'(t)e^{-j\omega t} dt \quad (33.6)$$

em que:

$Y'(t)$ é o sinal de chegada no domínio do tempo com os transdutores em contacto;

$X'(t)$ é o sinal de saída no domínio do tempo com os transdutores em contacto.

$$FRF_S = \frac{FRF_{TSR}}{FRF_{TR}} \quad (33.7)$$

em que:

FRF_S é a função resposta de frequência do provete.

De seguida, são aplicados os mesmos filtros numéricos de 20 kHz e de 100 kHz. Após a sua introdução calcula-se a função resposta de impulso do provete (IRF_S).

$$IRF_S = \int_{-\infty}^{\infty} FRF_S(\omega) e^{j\omega t} d\omega \quad (33.8)$$

A formulação numérica permite, a partir do critério do passo de amostragem, escolher um ponto de chegada da onda longitudinal. Neste método, esse ponto coincide com o tempo de propagação da onda, considerando que o atraso foi removido numericamente pela Equação 33.7.

Teoricamente, os mesmos procedimentos efectuados nos pontos anteriores, como o cálculo de regressões lineares medindo a ordenada na origem, deveriam, agora, apresentar valores muito próximos de zero. Para verificar estes pressupostos foram realizados exactamente os mesmos testes. Desta vez, apenas uma forma de vibração foi necessária para retirar conclusões acerca da veracidade dos pressupostos. Um impulso sinusoidal de 50 kHz possibilitou as medições apresentadas no Quadro 33.4. As funções “resposta de impulso” para o material *PVC* estão representadas na Figura 33.20.

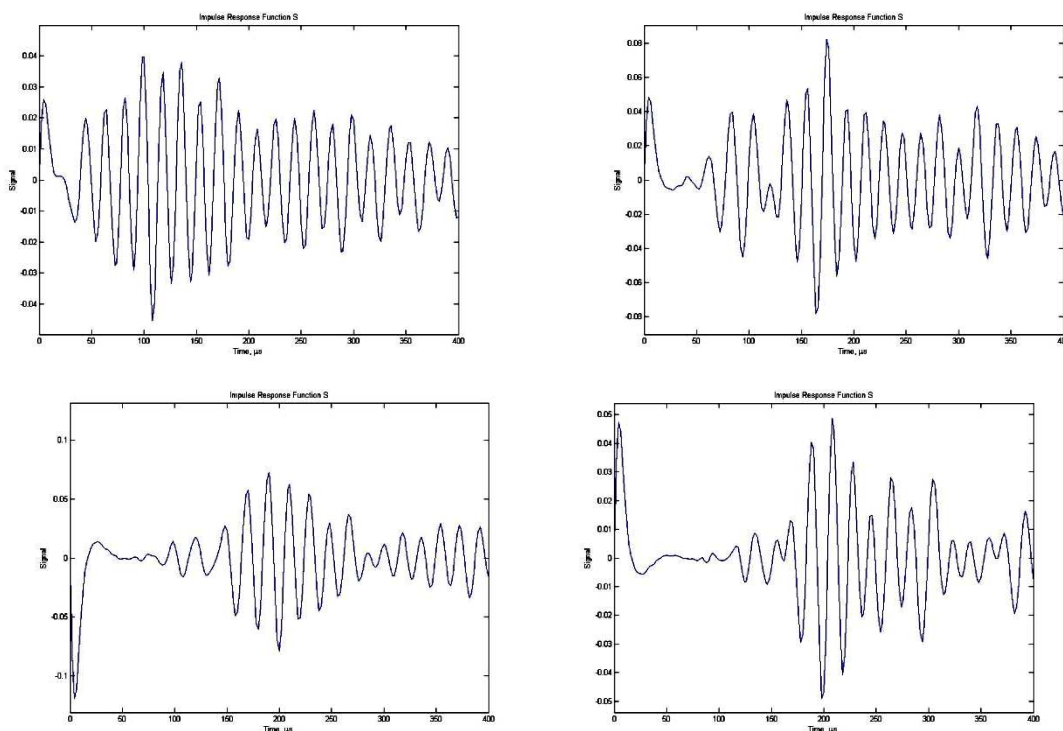


Figura 33.20 – Registos do sinal na função resposta de impulso do provete – dos provetes de *PVC* sob um impulso sinusoidal (da esquerda para a direita os provetes são: *PVC1*, *PVC2*, *PVC3* e *PVC4*)

Organizando os resultados adquiridos pelos gráficos da Figura 33.20 com os gráficos semelhantes para o material alumínio foi construído o Quadro 33.4.

Quadro 33.4 – Instante de chegada das ondas longitudinais para um impulso sinusoidal

Índice do Provete	Alumínio		PVC	
	Comprimento (mm)	Tempo (μ s)	Comprimento (mm)	Tempo (μ s)
1	49,78	15,9	51,04	20
2	98,15	27,9	101,09	51,8
3	148,99	36,2	150,54	87,8
4	199,15	57,8	200,94	106,2

O possível atraso normal com os transdutores em contacto por este método não pode ser calculado. Os programas de computador apresentam erros numéricos elevados quando se calcula a transformada discreta inversa de *Fourier* de uma função com ambas as partes, real e imaginária, contínuas. O atraso calculado utilizando a IRF_0 seria igual a zero se fosse verificada uma inalteração da amplitude do sinal no domínio tempo. Sucessivas divisões por números muito próximos de zero impediram este procedimento de calibração. Esses erros numéricos são melhor compreendidos quando analisadas as seguintes equações.

$$FRF_0 = \frac{FRF_{TR}}{FRF_{TR}} \quad (33.9)$$

em que:

FRF_0 é a função resposta de frequência num espaço vazio.

$$IRF_0 = \int_{-\infty}^{\infty} FRF_0(\omega) e^{j\omega t} d\omega \quad (33.10)$$

em que IRF_0 é a função resposta de impulso num espaço vazio.

Na Figura 33.21 estão representadas imagens tipo de uma FRF_0 e de uma IRF_0 . Como esperado, no domínio das frequências é uma constante. Os referidos erros numéricos estão demonstrados nas Figuras 33.21b) próximos do instante $t = 0$. Analiticamente, as indeterminações podem ser levantadas. O sinal teórico para a função IRF_0 deveria ser constituído também por uma constante, em que a equação seria $y = 0$ e não o pico de *Dirac* negativo representado.

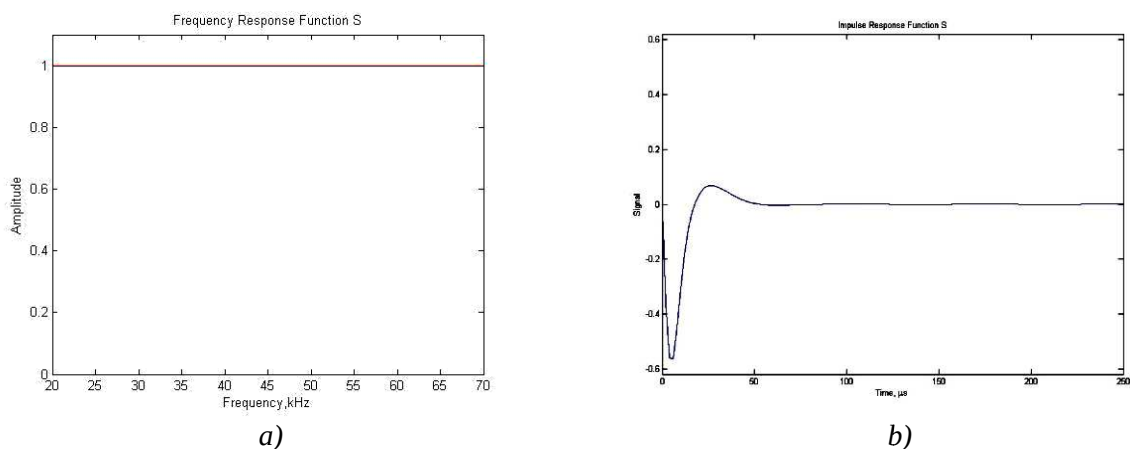


Figura 33.21 – Aparência das funções de resposta: a) FRF_0 ; b) IRF_0

Apesar dos erros numéricos visíveis na Figura 33.21b) se apresentarem também nas medições dos provetes de PVC e alumínio como mostra a Figura 33.19, na maior parte dos casos o instante de chegada das ondas longitudinais esteve para além dos números sensíveis na proximidade de zero, impossibilitando-se assim, apenas as leituras para os transdutores em contacto. Como teoricamente o atraso imputado ao sistema deveria ser muito próximo de zero, esse valor é também apresentado na Figura 33.22.

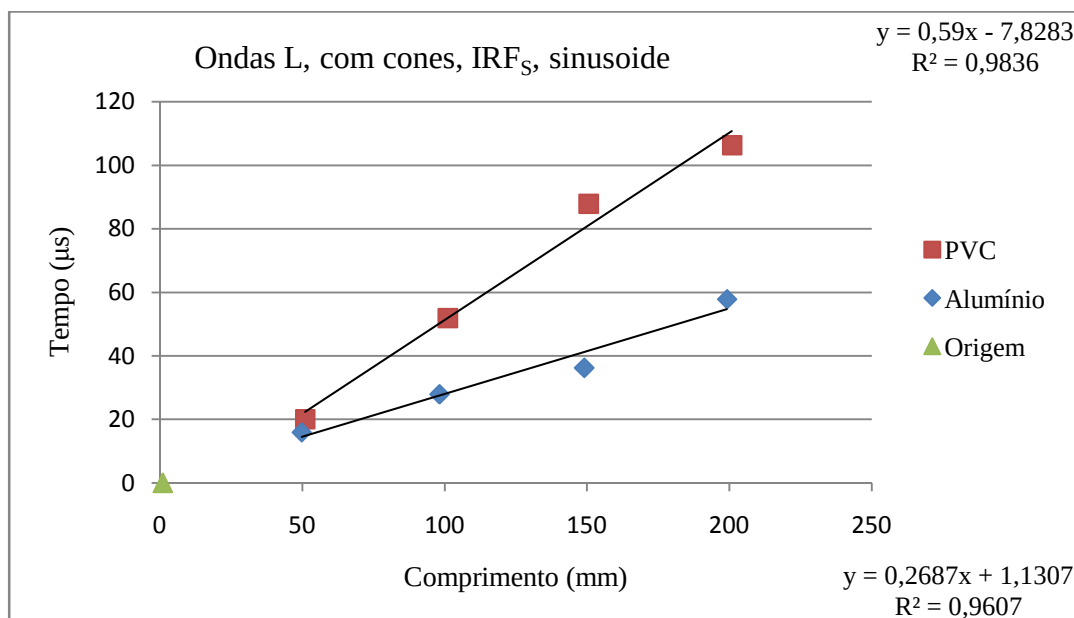


Figura 33.22 – Regressões lineares para as leituras das chegadas dos sinais invertendo a FRF_S das ondas longitudinais em função do comprimento dos provetes (impulso sinusoidal)

Os coeficientes de determinação lineares não ofereceram confiabilidade para uma amostra tão reduzida. Os resultados esperados, como os mais acreditados ligados aos provetes de PVC, estiveram muito longe do atraso previsto, apresentando uma ordenada na origem de $-8 \mu s$. A diferença para os provetes de alumínio foi de $9 \mu s$ em relação aos valores apresentados pelo PVC. Estes factores induziram forte desconfiança na metodologia. As velocidades calculadas a partir da inversão do declive da recta de regressão foram de 3722 m/s e 1695 m/s para o alumínio e PVC, respectivamente. Estes resultados, especialmente para o alumínio, revelaram-se absolutamente absurdos quando comparados com as velocidades de propagação das ondas longitudinais encontradas na literatura. Após estes resultados, não se prosseguiram as calibrações com este método, não investigando quais as soluções que seriam encontradas através da utilização do *sweep*.

A falta de clareza dos momentos de chegada das ondas longitudinais seria devida aos erros numéricos referidos na condição de transdutores em contacto, não tendo sido encontrada mais nenhuma justificação. Ficou a certeza porém, que este não iria ser o método utilizado para a determinação das velocidades de propagação das ondas longitudinais.

Por outro lado, a forma mais correcta de estudar as restantes propriedades dinâmicas do solo-cimento, como as frequências de ressonância, coeficientes de amortecimento e velocidades de fase é pela análise da FRF_S calculada pela Equação 33.7. Apenas desta forma são permitidas as filtragens de todos os aumentos de amplitude das frequências associados aos equipamentos vizinhos do provete mas que são parte constituinte do sistema. Esses equipamentos poderão variar entre amplificadores, transdutores ultra-sónicos, como ainda os próprios cabos que conectam o sistema. Conjuntos dos vários equipamentos podem também criar aumentos de amplitude na FRF_{TSR} , por exemplo, a maior

das amplitudes observadas para uma determinada frequência pode ser traduzida como a frequência de ressonância do sistema provete/transdutores ultra-sónicos.

No ponto 3.3.2.6 serão explicadas e ilustradas estas diferenças. Serão exibidos gráficos que completam estes três últimos pontos relativos às calibrações.

O atraso normal do sistema foi considerado como o calculado a partir da IRF_{TSR} dos provetes de PVC explicado no ponto 3.3.2.4. Esse valor corresponde a 21 μs .

3.3.2.6 – Métodos de análise

Após um exaustivo estudo acerca da linearidade das transições das ondas e do atraso normal do sistema, seleccionaram-se alguns provetes de forma a simular os procedimentos que seriam adoptados no solo-cimento. Este capítulo aborda uma caracterização de todas as propriedades dinâmicas do provete *PVC2*, obtidas através dos métodos implementados. Uma comparação com a análise teórica das frequências de ressonância é também realizada. Serão efectuadas críticas e considerações sobre os três diferentes métodos que permitem o cálculo da FRF_S .

A função complexa $X(\omega)$ descrita na Equação 33.2, designada como espectro de frequências da onda de saída do transmissor, pode ser representada graficamente aplicando o operador matemático denominado módulo. Este procedimento excluiu os algarismos imaginários presentes na função discreta. A Figura 33.23 ilustra esta função para um seno truncado e para um *sweep*.

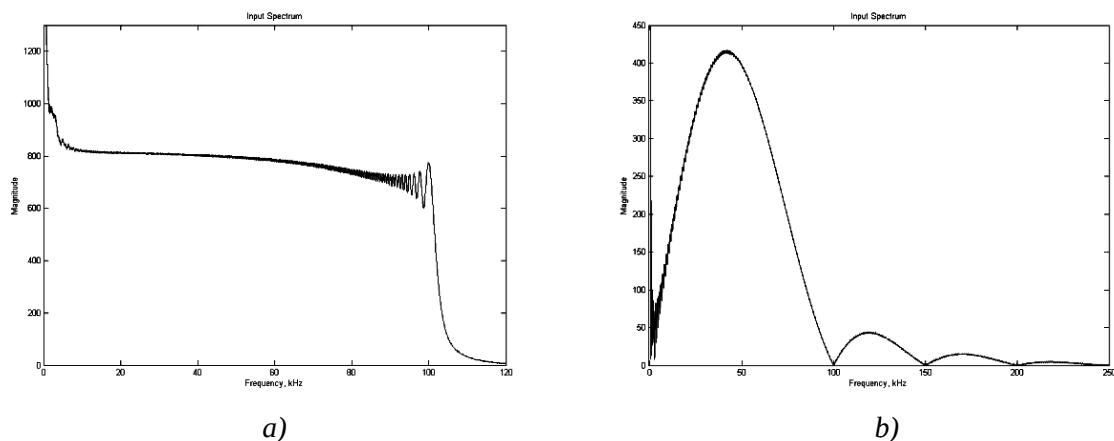


Figura 33.23 – Espectros de ondas de saída: a) *sweep*, 20 kHz a 70 kHz; b) impulso sinusoidal, 50 kHz

A truncagem da função seno faz com que o espectro possua mais frequências para além dos 50 kHz. No caso da Figura 33.23b), o pulso enviado possui uma gama infinita de frequências até à frequência de *Nyquist* de 250 kHz (explicada no ponto 4.3.1.6), com uma nítida amplificação nos 50 kHz, que corresponde não só à frequência da vibração mas também à frequência nominal dos transdutores. Os valores acima dos 100 kHz apresentam um decréscimo de amplitude. Esse decaimento é inversamente proporcional à rigidez da truncagem. Por exemplo, se existisse uma descontinuidade entre a constante e a sinusóide do sinal no domínio do tempo, a função compreendida entre 100 kHz e 150 kHz teria a mesma área que a função compreendida entre 0 Hz e 100 kHz e repetir-se-ia em intervalos de 50 kHz até frequência de *Nyquist*.

Um exemplo do módulo da função $Y(\omega)$ descrita na Equação 33.1 está representado na Figura 33.24. As diferenças entre a razão espectro de saída e espectro de chegada são também explicadas. Salienta-se que os espectros $X(\omega)$ para um *sweep* são essencialmente constantes entre as frequências 20 kHz e 70 kHz como está atestado pela Figura 33.23. Esta constatação permite concluir que são esperadas

funções FRF_{TSR} relativamente próximas das funções $Y(\omega)$ para uma excitação em forma de *sweep*. A razão explicada na Equação 33.3 relaciona estas duas variáveis.

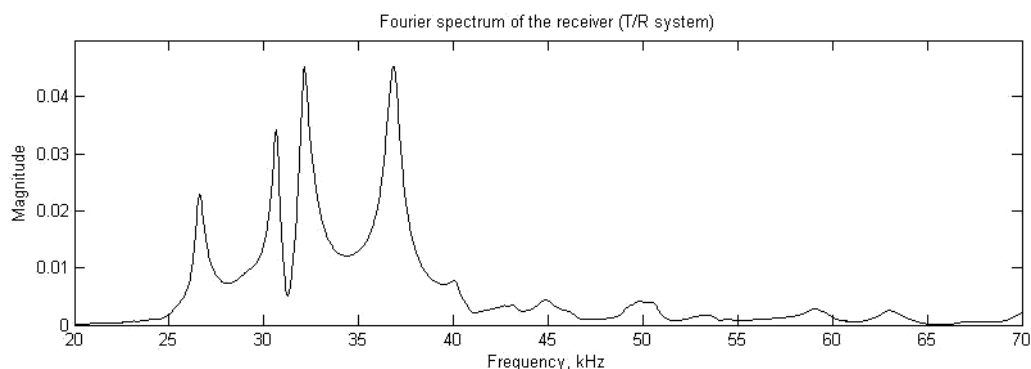


Figura 33.24 – Exemplo tipo do módulo de uma função $Y(w)$ sob uma excitação em forma de *sweep*

A análise das FRF_S do provete *PVC2* consistiu em sistemáticos estudos de sensibilidade. Verificaram-se sucessivos desajustes nas funções quando comparadas com os resultados obtidos pela via analítica. De forma a minimizar cada um dos desajustes que se foram manifestando ao longo de cada ensaio, criaram-se três diferentes métodos de abordagem. O provete *PVC2* foi submetido a cada um deles. Anteriormente à explicação de cada um dos métodos, alguns dos dados respeitantes ao provete em questão serão apresentados.

Quadro 33.5 – Frequências de ressonância longitudinais teóricas relativas aos dez primeiros modos do provete *PVC2*

Modo	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Frequência (kHz)	10,67	21,33	32,00	42,67	53,33	64,00	74,67	85,33	96,00	106,67

Quadro 33.6 – Características físicas do provete *PVC2*

Designação do provete	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Massa (g)	Volume (cm ³)	ρ (kg/m ³)
PVC2	101,09	51,35	288,26	209,4	1377

Quadro 33.7 – Características dinâmicas do provete *PVC2* medidas em laboratório

Designação do provete	V_L (m/s)	V_P (m/s)	E_{din} (MPa)	ν_{din}	G_{din} (MPa)
PVC2	2157	2312	6407	0,395	2296

A forma como são determinadas as velocidades de propagação das ondas de compressão está explicada no ponto 3.3.3.

O primeiro método consiste na formulação já apresentada. A Equação 33.7 explica como obter a função resposta de frequência do provete. Esta metodologia consiste na mais simples e na primeira a ser implementada. Os gráficos resultantes expressaram algumas lacunas atribuídas às modificações, do sinal impostas, quando os transdutores permanecem em contacto. A Figura 33.25 apresenta as FRF_S 's

obtidas para o provete *PVC2*. Os dois gráficos ostentam as diferenças entre o cálculo da FRF_S utilizando um *sweep* e um impulso sinusoidal.

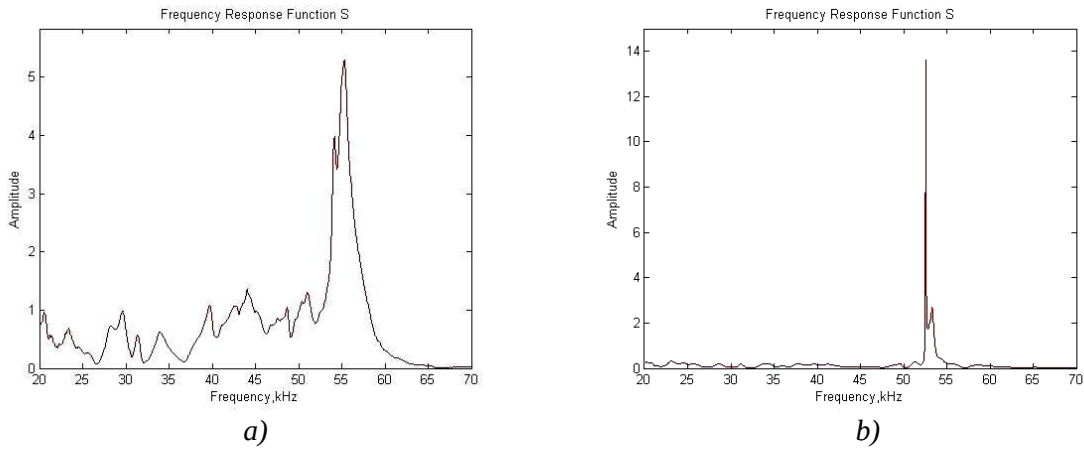


Figura 33.25 – FRF_S calculadas pelo primeiro método: a) impulso sinusoidal; b) *sweep*

Os picos de amplitude, verificados aos 56 kHz para o impulso sinusoidal e aos 52,5 kHz para o *sweep*, revelaram-se constantes para todas as FRF_S 's calculadas. Esta observação induz problemas na FRF_{TR} calculada a partir da colocação dos transdutores em contacto. Foram realizados novos ensaios com diferentes médias retiradas e os resultados mantiveram-se constantes. Os dois falsos picos resultam de divisões por números muito próximos de zero da função FRF_{TR} . O resultado desta inferência foi truncar a escala da amplitude de todas as funções FRF_S calculadas pelo primeiro método no valor de 2 V. As frequências de ressonância próximas das teóricas acusadas pela Figura 33.25a) são 21 kHz, 30 kHz, 39 kHz, 48 kHz e 51kHz. As restantes não são passíveis de serem extraídas devido aos falsos picos já referidos. Os quatro primeiros valores de frequências demonstram-se com intervalos de 9 kHz, podendo indicar uma velocidade de propagação das ondas longitudinais incorrectamente calculada. Antes de proceder a essa correcção seriam aplicadas ao provete *PVC2* as restantes metodologias. Análises realizadas através do método dos elementos finitos (Tallavó *et al.*, 2009) relacionaram os restantes picos, que não representam frequências de ressonância longitudinais, com frequências de ressonância axissimétricas.

De forma a minimizar os defeitos associados à metodologia anterior foi criada uma diferente abordagem. Atribuindo a responsabilidade dos maus resultados à função FRF_{TR} , o objectivo foi criar uma selecção criteriosa do sinal em vez de o submeter o sinal ao filtro “médias”. O método justificou também uma diferente abordagem numérica. As equações *infra* apresentadas expressam os acontecimentos.

$$Y(\omega) = FRF_{TSR} \times X(\omega) \quad (33.11)$$

$$Y'(\omega) = FRF_{TR} \times X'(\omega) \quad (33.12)$$

Se o impulso enviado com os transdutores em contacto for igual ao impulso enviado com o provete entre os transdutores então, $X(\omega) = X'(\omega)$.

$$\left(\frac{Y(\omega)}{Y'(\omega)} \right) = \frac{FRF_{TSR} \times X(\omega)}{FRF_{TR} \times X'(\omega)} = \frac{FRF_{TSR}}{FRF_{TR}} = FRF_S \quad (33.13)$$

Este segundo método com o objectivo de obter a FRF_S obriga a que ambos os sinais, $Y(\omega)$ e $Y'(\omega)$, estejam exactamente nos mesmos instantes no domínio do tempo. Os sinais devem ser seleccionados para que a translação entre eles seja nula. Este procedimento incorre no risco do sinal escolhido não ser representativo do sinal verdadeiro. Não se trata de um processo competitivo, em termos de

dispêndio de tempo, comparando-o com o primeiro método apresentado. As funções FRF_S para um impulso sinusoidal e para um *sweep* são expostas na Figura 33.26. De forma a averiguar a possível translação, sobrepueram-se os dois sinais de saída, $X'(t)$ e $X(t)$, com os transdutores em contacto e com o provete entre os transdutores, respectivamente. O segundo método só poderá ser aplicado se dessa sobreposição resultar apenas um impulso. Esta interpretação torna-se mais complicada quando a excitação *sweep* é utilizada.

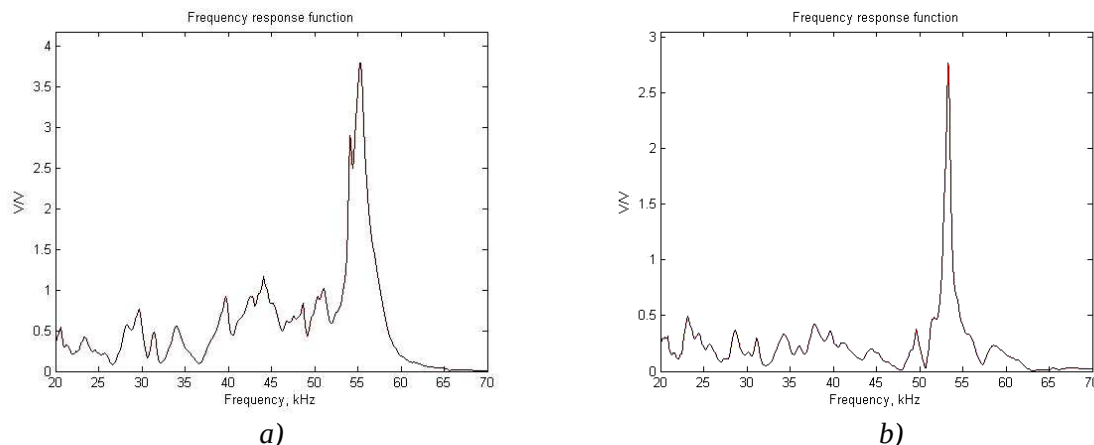


Figura 33.26 – FRF_S calculadas pelo segundo método: a) impulso sinusoidal; b) *sweep*

As frequências de ressonância mais próximas das calculadas pela teoria da elasticidade são muito próximas das obtidas pelo primeiro método e correspondem a 21 kHz, 30 kHz, 39 kHz, 48 kHz e 51 kHz. A partir da frequência máxima sugerida, deixa de ser possível determinar com exactidão quais as restantes. Esta indeterminação deve-se, novamente, aos falsos picos criados nas frequências 56 kHz e 52,5 kHz no impulso sinusoidal e no *sweep*, respectivamente. Apesar de este efeito ser atenuado com o segundo método, ainda se revela determinante, não permitindo a quantificação dos valores das frequências de ressonância na Figura 33.26b).

O terceiro método consiste num igual procedimento ao descrito no primeiro método, sendo as equações utilizadas, exactamente, as mesmas. Apenas uma transformação do sistema distingue ambas as metodologias. De forma a atenuar as transmissões defeituosas no sistema com os transdutores em contacto, criou-se uma fronteira transparente do mesmo material do provete a analisar. A Figura 33.27 mostra o sistema que passou a ser designado como transdutores em contacto. Na mesma figura está apresentado o que ficou a ser denominado sistema com o provete entre os transdutores.



Figura 33.27 – Sistemas implementados para análise do provete utilizando o terceiro método: a) Transdutores em contacto, FRF_{TR} ; b) Provete entre os transdutores, FRF_{TSR}

As funções resposta de frequência do provete, obtidas pelo terceiro método, são apresentadas na Figura 33.28. O resultado surge da Equação 33.7. Não foi utilizado o *sweep* para este último método. A FRF_S foi obtida a partir de um impulso sinusoidal de 50 kHz.

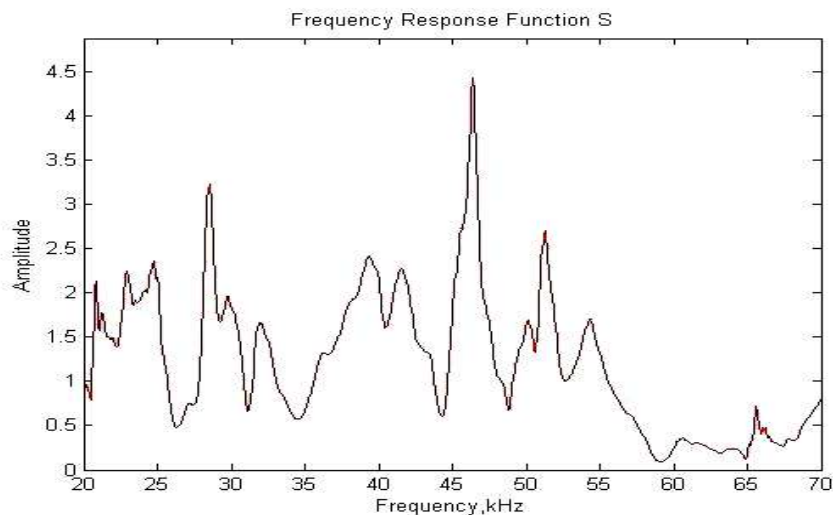


Figura 33.28 – FRF_S do provete PVC2 calculada pelo terceiro método

As frequências de ressonância visíveis pela análise do gráfico da Figura 33.28, próximas das calculadas analiticamente são: 21 kHz, 30 kHz, 32 kHz, 42 kHz, 52 kHz, 54 kHz e 66 kHz. Destas, podem ser destacadas as frequências com variações de aproximadamente 10 kHz, que corresponde à variação obtida pela via analítica. Concluiu-se por isso que este método corrobora os objectivos do estudo, apesar das ligeiras diferenças apresentadas. A questão relativa aos falsos picos criados pelas divisões por números próximos de zero ficou resolvida com a utilização deste terceiro método.

Recolhida a informação dos três métodos, procedeu-se ao cálculo das velocidades de propagação das ondas longitudinais para as frequências de ressonância obtidas a partir dos gráficos FRF_S de cada método. Para esse fim, transformou-se a equação apresentada no ponto 2.6.7 em ordem à velocidade das ondas longitudinais. O número do modo de ressonância é estimado a partir dos resultados analíticos. Ressalta-se que os resultados obtidos para o primeiro e segundo método são idênticos entre si e os resultados calculados para o segundo método são semelhantes aos esperados pela via analítica.

$$V_L = \frac{f \times (2 \times L)}{n} \quad (33.14)$$

em que:

f é a frequência de ressonância longitudinal;

L é o comprimento do provete;

n é o modo de ressonância do provete.

Os resultados são apresentados no Quadro 33.8.

Quadro 33.8 – Velocidades de propagação das ondas longitudinais calculadas a partir das frequências de ressonância do provete PVC2 para os três métodos

Método	Modo	2	3	4	5	Média (m/s)
1º e 2º	Frequência (kHz)	21	32	42	52	2126
	VL (m/s)	2123	2157	2123	2103	
3º	Frequência (kHz)	21	30	39	48	2014
	VL (m/s)	2123	2022	1971	1941	
VL Ensaio (m/s)		2157				

A partir de análise do Quadro 33.8 denotam-se algumas especificidades. A mais sensível será a constatação que as frequências de ressonância obtidas através das funções resposta de frequência do provete são aproximações, caso contrário, as velocidades de propagação obtidas seriam iguais. A média consistiu numa ferramenta suficiente para comparar os resultados aos obtidos pelos ensaios com transdutores ultra-sónicos de compressão. A principal inferência a reter consta nas diferenças obtidas nas velocidades calculadas pelo ensaio e pela FRF_5 . Apesar do terceiro método ter respondido melhor aos desígnios do que o primeiro e segundo métodos, este apresentou uma variação na velocidade de 7%, enquanto para os restantes métodos essa variação caiu para 1%. O balanço de vantagens e desvantagens para cada um dos métodos volta, desta forma, a ficar equilibrada; assim, quando pretendidas as funções resposta de frequência dos provetes de solo-cimento, uma análise com os três métodos seguida de uma análise de sensibilidade serão efectuadas.

3.3.2.7 – Ensaios de teste

No presente ponto serão apresentados resultados obtidos com três provetes de solo-cimento com as mesmas características internas, como grau de compactação e teor em cimento. Os comprimentos destes provetes apresentam-se aproximadamente como as únicas variáveis. Os provetes utilizados foram o A2-7%, A3-7%, A4-7%. Salienta-se que para o solo-cimento, o valor de índice mais baixo representa o maior dos provetes. O método aplicado à análise da areia cimentada é o descrito no ponto 3.3.2.4: o método do cálculo da IRF_{TSR} .

Dos métodos apresentados no ponto 3.3.2.6, no presente ponto apenas foi utilizado o designado como primeiro, ou seja, as IRF_{TSR} foram calculadas a partir da Equação 33.8 sem a fronteira transparente do mesmo material. A Figura 33.29 apresenta os registos da IRF_{TSR} para os provetes testados.

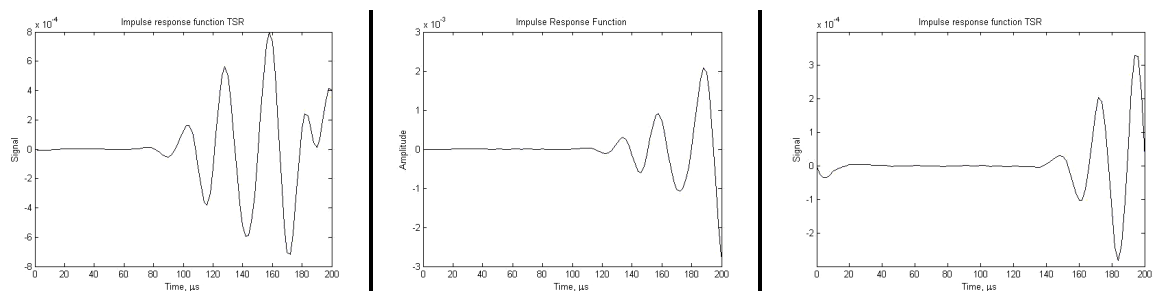


Figura 33.29 – Registos do sinal na função resposta de impulso do provete – dos provetes de solo-cimento sob um impulso sinusoidal (da esquerda para a direita os provetes são: A4-7%, A3-7% e A2-7%)

Aos registos da Figura 33.29 foram retirados 21 μs correspondentes ao atraso do sistema calculado com os provetes de PVC com comprimentos diferentes. O teste foi realizado para um impulso sinusoidal com 50 kHz. Organizaram-se os resultados obtidos no quadro seguinte.

Quadro 33.9 – Tempos de chegada das ondas longitudinais em função dos provetes de solo-cimento

Provete	Comprimento (mm)	Chegada corrigida (μs)	V_L (m/s)
A2-7%	171,3	114,2	1500
A3-7%	113,2	71,6	
A4-7%	56,7	35,9	

A velocidade V_L apresentada no Quadro 33.9 é calculada a partir da recta de regressão linear resultante da dispersão do tempo de chegada em função do comprimento do provete. O gráfico é apresentado na Figura 33.30, juntamente com o coeficiente de determinação linear.

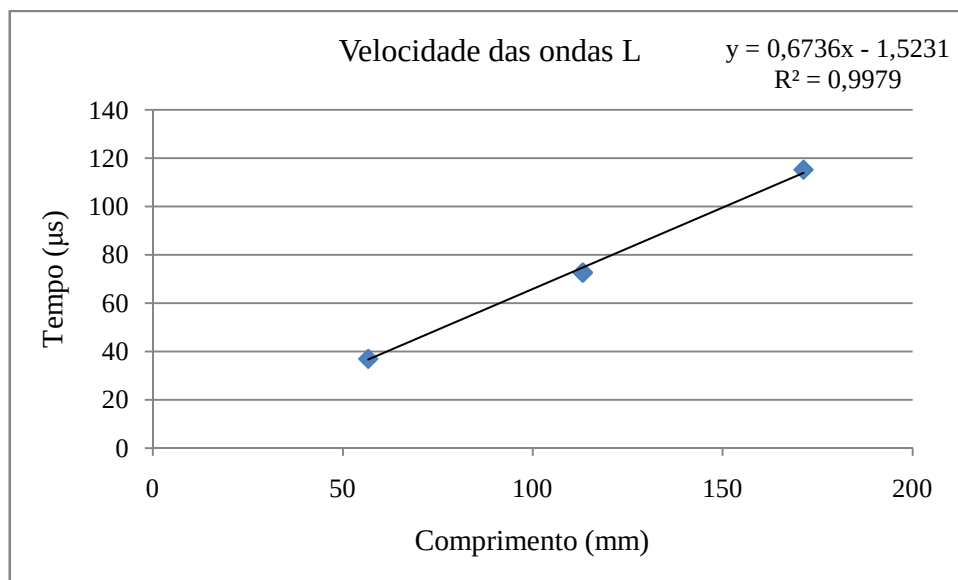


Figura 33.30 – Regressão linear para as leituras das chegadas dos sinais no tempo, com base na IRF_{TSR} dos provetes de solo-cimento, equação e coeficiente de determinação linear

Invertendo o declive da recta calculada e multiplicando por um factor de 1000, chegou-se à velocidade de propagação de 1500 m/s para as ondas longitudinais. Idealmente, a ordenada na origem seria 0 μs , uma vez corrigido o atraso do sistema. Embora muito semelhantes, os provetes A2-7%, A3-7% e

A4-7%, apresentam ligeiras diferenças no teor em cimento e massa volúmica. Estas dissemelhanças surgem de pequenos desvios expectáveis na preparação dos provetes. O coeficiente de determinação linear 0,9979 para uma regressão de apenas três pontos corrobora a variação de $-1,52 \mu\text{s}$. O passo de amostragem foi de $2 \mu\text{s}$, encontrando-se a ordenada $-1,52 \mu\text{s}$ compreendida no intervalo $-2 \mu\text{s}$ a $2 \mu\text{s}$, pelo que, o teste pode ser considerado como válido. Para comparar a velocidade obtida de 1500 m/s , com as velocidades isoladas de cada um dos provetes, corrigidas do atraso $21 \mu\text{s}$, são apresentadas no Quadro 33.10 as respectivas variações. A variação do módulo de elasticidade dinâmico é proporcional ao quadrado da variação das velocidades de propagação das ondas longitudinais.

Quadro 33.10 – Comparação entre o E_{din} obtido isoladamente e o E_{din} obtido pela Figura 33.30

Designação do provete	$\rho \text{ (kg/m}^3\text{)}$	$V_L \text{ (m/s)}$	$E_{din} \text{ (MPa)}$	$E_{din} \text{ para } V_L = 1500 \text{ m/s (MPa)}$	Variação do $E_{din} \text{ (%)}$
A2-7%	1878	1487	4152	4225	1,72
A3-7%	1894	1517	4360	4263	-2,28
A4-7%	1887	1457	4006	4246	5,65

A variação mais elevada é a do provete A4-7%, como mostra o Quadro 33.10. Tal acontecimento pode ser associado a um maior desvio na moldagem do provete ou então a alguma sensibilidade aos efeitos de vizinhança, por se tratar do provete com menor comprimento. Embora seja apresentada a variação de maior valor, este não pode ser considerado significativo de forma a pôr em causa os ensaios.

Posteriormente ao estudo rigoroso efectuado acerca das especificidades do sistema adoptado, deram-se como terminadas as calibrações relacionadas com as ondas longitudinais na UoW.

3.3.3 – ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS PARA A CARACTERIZAÇÃO DAS ONDAS DE COMPRESSÃO

3.3.3.1 – Características do equipamento utilizado

Para interpretação dos resultados, foi fundamental a utilização de um equipamento que registasse com rigor os instantes de saída e chegada das ondas sísmica. Para tal fim foi aproveitado um osciloscópio da empresa *Hewlett-Packard* com o modelo *54645A OSCILLOSCOPE 100 MHz 200 MSa/s®*. Trata-se de um osciloscópio de alta definição com dois canais com capacidade de medir frequências até 100 MHz com 200 MSa/s em cada canal. Permite captar imagens que ocupam memória até 1 MB . A sua frequência e resolução para excitações compostas mínimas registáveis são $2,0 \text{ ns}$ e $1,5 \text{ Hz}$, respectivamente. Aceita um input máximo de 400 V e a sua resolução na escala vertical varia entre 1 mV e 5 V por marcador. A margem de erro é de $\pm 0,4\%$ na escala vertical e $\pm 0,01\%$ na escala horizontal, onde está afigurado o tempo, o que representa uma variação muito baixa para ser contabilizada, sequer, em formulação numérica. A resolução na escala horizontal é 40 ps , cinco vezes menor comparada com a do osciloscópio do Laboratório de Geotecnia da FEUP. Não lê qualquer ruído ambiente abaixo dos 3 dB com uma frequência aproximada de 50 kHz . O seu alcance máximo no eixo das ordenadas é $\pm 18 \text{ V}$. Uma das suas características mais importantes é o facto de permitir o cálculo de 256 médias; a importância do cálculo das médias por parte do osciloscópio está explicada no ponto 3.2.5. Os marcadores estão dispostos numa malha de 8×10 . É particularmente eficaz no registo

de frequências no intervalo entre 20 kHz e 50 kHz e o seu primário é de 220 VAC. O equipamento agora descrito encontra-se apresentado na Figura 33.3.

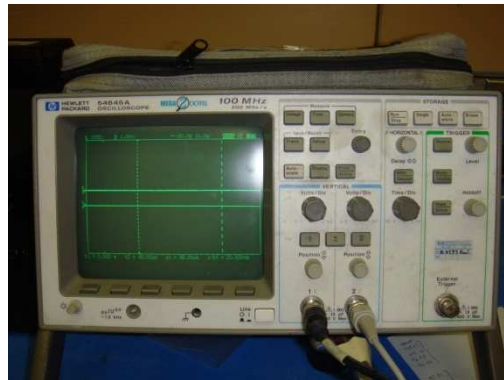


Figura 33.31 – Osciloscópio utilizado no Laboratório de Geotecnia da UoW

A ligação entre o gerador de funções, *infra* apresentado, foi realizada com uns transdutores ultra-sónicos com frequência nominal de 1 MHz. Com frequências desta ordem de grandeza, é possível assemelhar o provete a um meio de propagação infinito. Permite uma caracterização de ondas de compressão em vez de ondas longitudinais. As ondas longitudinais foram determinadas a partir de frequências de 50 kHz. Fabricados pela empresa *Olympus Panametrics*, o modelo usado foi o *NDT UT Contact Transducers®*. Capazes de enviar e receber um sinal contínuo até uma temperatura de 50 °C, estes transdutores são parte integrante de um dos equipamentos mais modernos disponíveis na UoW. As suas dimensões são 1,25 cm e 0,63 cm de diâmetro e altura, respectivamente. São constituídos por apenas um piezo-cristal que proporciona um movimento de compressão na direcção da sua polaridade, perpendicular às faces do transdutor. O funcionamento destes transdutores é sustentado pela mesma teoria descrita para os transdutores ultra-sónicos descritos no ponto 3.3.2.1. A Figura 33.32a) apresenta os transdutores utilizados.



a)



b)

Figura 33.32 – Conjunto *Olympus Panametrics*: a) transdutores ultra-sónicos; b) Gerador de funções

O gerador de funções apresentado na Figura 33.32b) é também da empresa *Olympus Panametrics*, modelo 5052PR – *Pulser Receiver®*. Controlado pelas aplicações *GAIN* e *ENERGY*, este aparelho pode amplificar o seu sinal original de 3 V pico a pico até um máximo de 80 vezes. A forma de impulso gerado é uma rampa com frequência ajustável entre 20 kHz e 2 MHz. O ruído interno gerado de 5 μ V não representa uma preocupação. Funciona com uma resistência de 1 M ω e um primário de 110 VAC. A intensidade de corrente requerida é 28 mA para uma esperança média de vida da bateria de 40 horas. Pesa aproximadamente 0,63 kg e não está apto para funcionar a temperaturas negativas. Não suporta sinais superiores 500 V, por isso não se recomendam amplificadores ligados a este

gerador de funções sem um estudo prévio. Os conectores do equipamento usados são do modelo *Lemo® 00 Type*.

3.3.3.2 – Descrição dos procedimentos de ensaio

À semelhança dos ensaios para as ondas longitudinais, o sistema foi colocado em posição horizontal. Uma base de suporte de aço perfurada em forma de “U” manteve o provete suspenso apenas pelos transdutores. Foi aplicada pressão nos transdutores através de um mecanismo de parafusos, induzindo um par acção-reacção entre os aparelhos e o provete, o que permitiu a suspensão. Para manter constante essa pressão, o sistema foi conectado a um dinamómetro. A área de contacto entre os transdutores e o provete correspondeu sempre à área do próprio transdutor, uma vez que o provete possui um diâmetro maior. A força aplicada pelo parafuso foi de 13,00 kgf. O comprimento da base foi ajustado pelos parafusos, que permitiram a deslocação da parede deslizante do suporte. Esta metodologia permitiu que todos os ensaios possuíssem uma tensão mais elevada que a obtida pelo contacto simples, amplificando ainda mais a energia do sinal de resposta. A segunda vantagem volta a incidir no processo de comparação entre os diferentes resultados para os diversos provetes. As compatibilizações de voltagem de forma a não danificar o equipamento ou saturar o sinal são realizadas pelo próprio gerador de funções. A Figura 33.33 ilustra a montagem agora descrita.



Figura 33.33 – Sistema adoptado para a caracterização das ondas de compressão

Como ambos os equipamentos, gerador de funções e transdutores ultra-sónicos, são do mesmo fabricante, o esquema de ligação é simples. A caixa do gerador possui duas entradas frontais com indicação de transmissor e canal 1; nestas são conectados o emissor ultra-sónico e o osciloscópio. O canal 2 foi ligado directamente ao receptor ultra-sónico. O esquema de funcionamento é muito idêntico ao apresentado na Figura 33.8, com a excepção da utilização do conector em forma de “T”. Para uma interpretação real do sistema de ligações é apresentada a Figura 33.34.



Figura 33.34 – Ligações entre os aparelhos que caracterizaram as ondas de compressão

A Figura 33.35 ilustra o tipo de onda criado pelo gerador de funções 5052PR – *Pulser Receiver*®. A azul está representado o sinal de saída em forma de rampa descendente e a vermelho o sinal de entrada de um qualquer provete. A resolução associada a estes ensaios encerrou um mínimo de 0,1 μs . O sinal apresentado observou um elevado ruído eléctrico mas, por se tratar de muito altas frequências, o ruído não se manifestou determinante na decisão do instante de chegada das ondas de compressão.

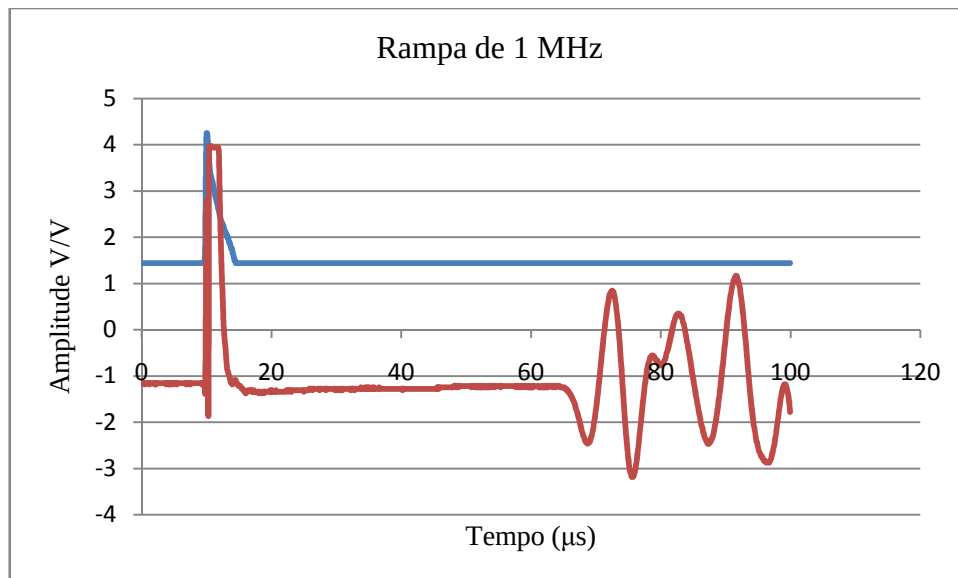


Figura 33.35 – Sinal de saída e entrada do gerador de funções utilizado na caracterização das ondas de compressão

3.3.3.3 – Calibrações efectuadas no domínio do tempo

Devido ao intenso *cross talk* destes ensaios, a calibração com os transdutores em contacto não foi passível de ser determinada. O atraso manifestou-se durante um intervalo de tempo que foi coincidente com o intervalo de propagação da onda de saída. Este acontecimento ilustra a ordem de grandeza do atraso normal do sistema. Por se tratar de uma onda de alta frequência, são esperados resultados desta calibração muito pequenos. Tendo em conta esta impossibilidade e as conclusões daí retiradas, optou-se pela interposição de mais quatro provetes de um material conhecido para além do PVC e do alumínio. O objectivo foi o de realizar uma análise comparativa com a mesma quantidade de termos das restantes calibrações efectuadas no domínio do tempo. Os provetes introduzidos foram o *ST1*, *ST2*, *ST3* e *ST4*. São constituídos por aço, cortados e rectificados do mesmo varão e por isso com características muito idênticas. O paquímetro com que se determinou os comprimentos dos provetes de aço foi o mesmo que determinou o comprimento dos restantes e possui uma resolução de 0,01 mm.

Os doze provetes foram então submetidos aos mesmos ensaios que foram já descritos no ponto 3.3.2.3. Pela análise de chegada directa da onda de compressão com uma resolução de 0,1 μs , foram registados os tempos de propagação e de seguida, organizados num quadro de onde resultou um gráfico. O programa de armazenamento de resultados apenas permite a visualização dos registos em formato *MS Excel*®. Todos os gráficos resultantes destes ensaios serão apresentados em anexo.

Os testes de determinação da linearidade do sistema não são preponderantes neste caso. Entenda-se que para as velocidades de propagação das ondas de compressão, apenas são necessários os sinais no tempo. Não existe particular interesse em obter correlações de frequências de ressonância e coeficientes de amortecimento em função do módulo confinado.

No Quadro 33.11 apresentam-se os resultados da calibração com os provetes do mesmo material com diferentes comprimentos, apresentando-se a designação de cada um, com o seu comprimento e respectivo tempo de chegada da onda de compressão, sem efectuar qualquer correcção.

Quadro 33.11 – Tempos de chegada das ondas de compressão em função dos provetes aplicados

Alumínio		PVC		Aço	
Comprimento (mm)	Tempo (μs)	Comprimento (mm)	Tempo (μs)	Comprimento (mm)	Tempo (μs)
49,78	8,17	51,04	22,34	49,18	9,00
98,15	15,89	101,09	43,83	123,88	21,91
148,99	23,98	150,54	65,39	158,01	27,88
199,15	31,69	200,94	87,12	198,66	35,00

Considerando o aço um material mais rígido que o alumínio, os ensaios podem, aparentemente, suscitar dúvidas acerca das medições efectuadas para ambos os materiais. De forma a dissipar essas incertezas, optou-se novamente por realizar uma dispersão do tempo de propagação das ondas longitudinais em função do comprimento dos provetes. Calculando a regressão linear de cada conjunto, é possível extrair três valores do atraso normal do sistema. Mantendo presente que o material *PVC* é, provavelmente, o que possui melhores resultados, os restantes materiais funcionam apenas como um mecanismo de validação do valor obtido pelo *PVC* pela comparação das ordens de grandeza.

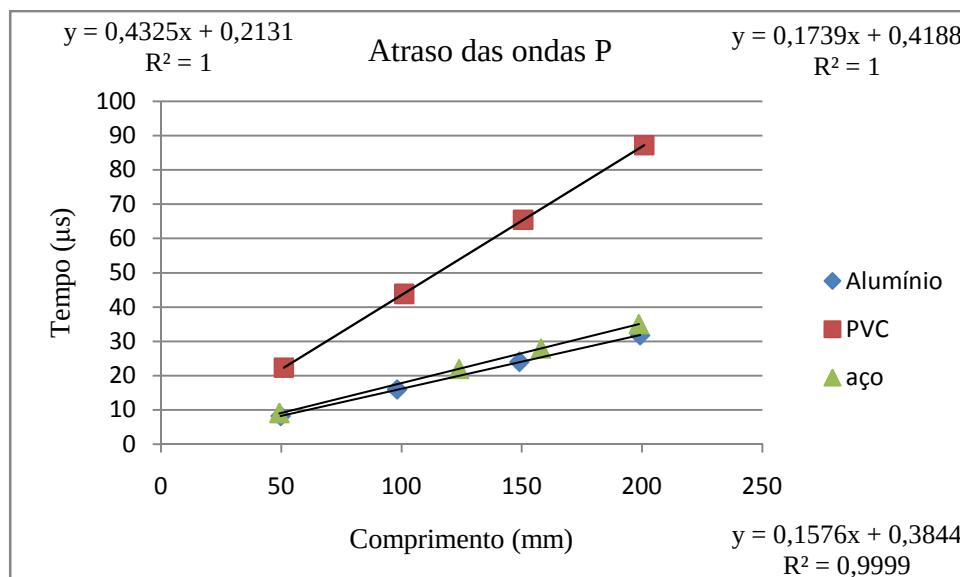


Figura 33.36 – Regressões lineares para leituras das chegadas das ondas de compressão em função do comprimento dos provetes, equações e coeficientes de determinação lineares

Os resultados foram calculados a partir do impulso em forma de rampa de frequência 1 MHz. A equação apresentada no canto superior esquerdo, com o respectivo coeficiente de determinação linear da Figura 33.36, corresponde aos provetes de *PVC*. No canto superior direito está a equação dos provetes de aço. A equação remanescente pertence aos provetes de alumínio.

Os coeficientes de determinação linear apresentam todos valores muito próximos da unidade. Este pormenor faz com que as imprecisões associadas à determinação do instante de chegada da onda de compressão sejam praticamente nulas. Assim, assumiu-se como único factor de indeterminação o atraso normal do sistema. No processo de tratamento dos resultados foram retirados, a todos os tempos de propagação das ondas de compressão calculados, o tempo equivalente a 0,21 μ s. O Quadro 33.12 mostra as velocidades calculadas com a habitual inversão do declive da recta de regressão multiplicada por um factor de 1000.

Quadro 33.12 – Velocidades das ondas de compressão obtidas para os diferentes materiais padrão

Alumínio V_p (m/s)	PVC V_p (m/s)	Aço V_p (m/s)
6345	2312	5750

Constata-se, pela análise do Quadro 33.12, que a velocidade de propagação das ondas de compressão é maior nos provetes de alumínio do que nos de aço. Apesar do aço se tratar de um material mais rígido que o alumínio, a velocidade de propagação das ondas de compressão apresenta um valor mais modesto. O parâmetro que governou esta inversão foi a massa volúmica. A rigidez do alumínio é menor que a rigidez do aço numa relação inferior à razão da massa volúmica entre o aço e o alumínio, possibilitando, desta forma, uma mais rápida propagação das ondas de compressão para este último material.

Antes de concluir o presente ponto, é pertinente o cálculo dos coeficientes de *Poisson* dinâmicos, relacionando o módulo de confinado, obtido a partir deste ensaio, com o módulo de elasticidade dinâmico obtido para estes materiais a partir dos testes de calibração das ondas longitudinais. O Quadro 33.13 apresenta o resultado dessa relação, a partir da qual são calculados os módulos de distorção dinâmico de cada provete. As Equações 33.15 e 33.16 evidenciam como calcular os parâmetros mecânicos propostos. Este procedimento não pôde ser efectuado nos provetes *ST1*, *ST2*, *ST3* e *ST4*, pois não existem resultados das velocidades de propagação das ondas longitudinais para estes provetes.

$$\frac{V_P^2}{V_L^2} = \frac{(1-\nu_{din})}{(1+\nu_{din})(1-2\nu_{din})} \quad (33.15)$$

$$G_{din} = \frac{E_{din}}{(2+2\nu_{din})} \quad (33.16)$$

Quadro 33.13 – Coeficientes de *Poisson* e módulos de distorção dinâmicos calculados a partir de V_L e V_P

Designação do Provete	Comprimento (mm)	ρ (kg/m ³)	Tempo de chegada corrigido (μ s)	V_P (m/s)	V_L (m/s)	E_{din} (Mpa)	ν_{din}	G_{din} (Mpa)
PVC1	51,04	2779	22,13	2316	2167	12969	0,22	5276
PVC2	101,09	2781	43,62	2318	2198	13431	0,20	5591
PVC3	150,54	2779	65,18	2310	2151	12851	0,23	5232
PVC4	200,94	2776	86,91	2312	2161	12958	0,22	5302
ALU1	49,78	1375	7,96	6254	5305	38707	0,31	14763
ALU2	98,15	1377	15,68	6260	5353	39939	0,30	14843
ALU3	148,99	1378	23,77	6268	5321	39027	0,31	14896
ALU4	199,15	1379	31,48	6326	5241	37879	0,32	14294

Os valores de coeficiente de *Poisson* dinâmicos para o PVC na literatura variam entre valores negativos até quase 0,50, não representando por isso, bons termos de comparação. Para o alumínio, os valores encontrados estiveram permanentemente no intervalo entre 0,30 e 0,33. Neste caso, a relação do Quadro 33.13 está em perfeita consonância com os valores esperados. Uma vez que os módulos de elasticidade dinâmicos do alumínio também se encontram de acordo com o encontrado na literatura, é legítimo afirmar que os módulos de distorção dinâmicos calculados por esta metodologia são representativos dos provetes respectivos e os atrasos normais calculados pelas calibrações anteriores estão muito próximos da realidade. O Quadro 33.13 valida todos os procedimentos *supra* realizados.

3.3.3.4 – Ensaio de teste

Avaliado o sucesso da calibração com materiais de características conhecidas, seguiram-se os mesmos procedimentos para provetes de solo-cimento. Os provetes seleccionados foram o A2-7%, A3-7% e o A4-7%. Estes provetes contêm sensivelmente o mesmo teor em cimento e grau de compactação. Com a mesma disposição do sistema apresentada no ponto 3.3.3.2, procedeu-se à avaliação das velocidades de propagação das ondas de compressão. Serão apresentados no presente ponto os resultados obtidos isoladamente para cada um dos provetes e uma aproximação geral entre os três. O estudo foi elaborado através da análise da chegada directa da onda de compressão. As velocidades isoladas são aferidas a partir da correcção de 0,21 μ s ao tempo de propagação acusado pelo osciloscópio e gravado num sistema de aquisição. As leituras e gráficos registados na caracterização das ondas de compressão são remetidos para anexo.

As velocidades de propagação das ondas de compressão são apresentadas no Quadro 33.14. As designações dos provetes bem como o seu comprimento e massa volúmica são também apresentados. Recorda-se que o teor em cimento corresponde ao índice que precede o símbolo percentagem; neste caso, os provetes contêm 7% de cimento no total do seu conjunto. Apresentam-se no mesmo quadro os valores dos tempos de propagação e as consequências da sua correcção. A forma do impulso, de frequência de 1 MHz, foi novamente uma rampa. À data do ensaio os provetes fruíam de idades compreendidas entre 19 e 21 dias.

Quadro 33.14 – Velocidades de propagação das ondas de compressão dos provetes de solo-cimento

Designação do provete	ρ (kg/m ³)	Comprimento (mm)	Tempo de propagação (μ s)	Tempo de propagação corrigido (μ s)	V_p (m/s)
A2-7%	1878	171,32	100,79	100,58	1703
A3-7%	1894	113,16	65,39	65,18	1736
A4-7%	1887	56,68	32,62	32,41	1749

Os valores obtidos são bastante próximos. A variação máxima calculada pela média das velocidades representa 1,5%. Podem, por isso, considerar-se satisfatórios os resultados presentes no Quadro 33.14. Na Figura 33.37 estão expostos o coeficiente de determinação linear e a equação da recta adquirida a partir do método dos mínimos quadrados para o tempo de propagação, sem correcção, em função do comprimento dos diferentes provetes de solo-cimento.

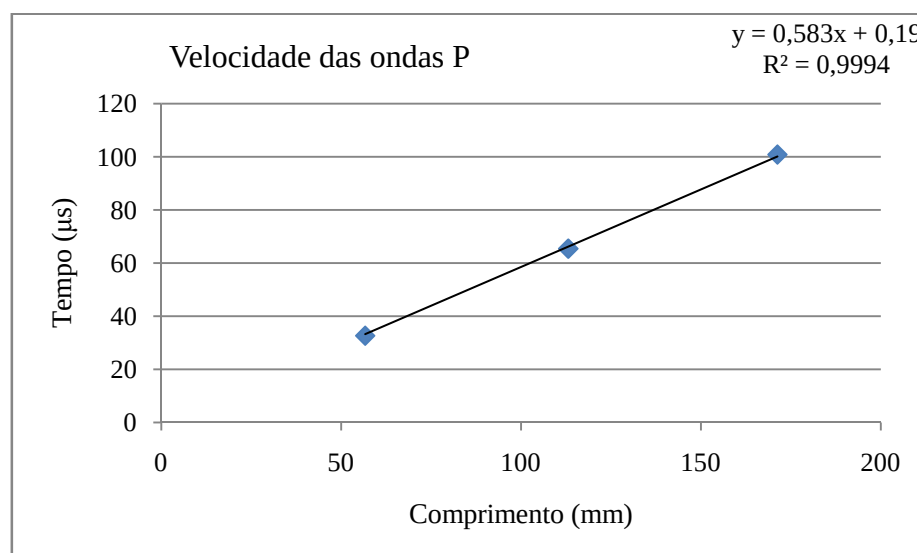


Figura 33.37 – Regressão linear para as leituras das chegadas dos sinais no tempo dos provetes de solo-cimento, equação e coeficiente de determinação linear

A primeira análise ao coeficiente de determinação linear conclui que os pontos se encontram perfeitamente ajustados à regressão efectuada, o que denota boa uniformidade e homogeneidade dos provetes da mesma composição. A segunda ilação retirada foi a proximidade entre o valor obtido na ordenada na origem da regressão da Figura 33.37 com o valor do atraso calculado pelos provetes PVC. A variação perfaz um valor de 9,5%. Trata-se, aparentemente, de um valor elevado, mas comparando em termos absolutos, conclui-se que 0,02 μ s corresponde a um valor menor que a própria resolução do osciloscópio. O valor 0,21 μ s permanece inalterado, pois os provetes de PVC possuem características mais padronizadas que os homónimos de solo-cimento. A velocidade de propagação das ondas de compressão calculada pelo declive da recta de regressão toma o valor de 1715 m/s. Por sua vez, este valor está em plena consonância com os valores calculados isoladamente para cada um dos provetes de solo-cimento. O Quadro 33.15 exhibe um estudo de variação aos valores do módulo confinado dinâmico para as velocidades disponíveis.

Quadro 33.15 – Comparação entre o M_{din} obtido isoladamente e o M_{din} obtido pela Figura 33.37

Designação do provete	ρ (kg/m ³)	V_p (m/s)	M_{din} (Mpa)	M_{din} para $V_p = 1715$ m/s (Mpa)	Variação M_{din} (%)
A2-7%	1878	1703	5448	5523	1,36
A3-7%	1894	1736	5710	5572	-2,48
A4-7%	1887	1749	5771	5550	-3,99

Tal como esperado, as variações do módulo confinado dinâmico são menores que as variações do módulo de elasticidade dinâmico. Este acontecimento deveu-se à maior fiabilidade entre os ensaios para determinar as velocidades de propagação das ondas de compressão. Também como esperado, a maior variação pertenceu ao provete A4-7%, com um valor de 4%. Acima foi colocada a possibilidade destas diferenças nos resultados se deverem aos efeitos de vizinhança mais pronunciados nos provetes de menor comprimento. Com frequências de 1 MHz, esses efeitos são praticamente nulos. Este ensaio reforça a ideia de alguma falha na moldagem deste provete. Uma segunda hipótese pode apontar para a análise do seu volume. Provetes com menores volumes são susceptíveis a maiores perdas de águas percentuais, logo mudança ligeira de características físicas.

A metodologia do cálculo dos coeficientes de *Poisson* dinâmicos de forma a avaliar os resultados até aqui obtidos foi também implementada. As equações e procedimentos deste método estão apresentados no ponto 3.3.3.3. O Quadro 33.16 apresenta os resultados obtidos.

Quadro 33.16 – Coeficientes de *Poisson* e módulos de distorção dinâmicos calculados a partir de V_L e V_p

Designação do provete	ρ (kg/m ³)	V_L (m/s)	V_p (m/s)	E_{din} (MPa)	ν_{din}	G_{din} (MPa)
A2-7%	1878	1487	1703	4152	0,29	1608
A3-7%	1894	1517	1736	4360	0,29	1690
A4-7%	1887	1457	1749	4006	0,32	1515

Os valores do coeficiente de *Poisson* dinâmico para o cimento *Portland* encontrados na literatura encontram-se próximos de 0,20. Uma areia bem graduada, como no caso em estudo, tem coeficientes de *Poisson* dinâmicos entre 0,25 e 0,35. Concluiu-se que os resultados obtidos para o ν_{din} são governados essencialmente pela estrutura de vazios do solo e não tanto pelo grau de cimentação. Expectavelmente, o cimento terá uma grande influência nos aumentos da rigidez longitudinal e da rigidez transversal; no entanto, a razão V_p^2/V_L^2 poderá permanecer na mesma ordem de grandeza.

O valor do coeficiente de *Poisson* dinâmico para o provete A4-7% revelou-se ligeiramente distinto dos restantes. Essas diferenças poderiam ter sido antecipadas pelas variações já identificadas nos ensaios. Foi calculada uma variação de 5% no cálculo do módulo de elasticidade dinâmico e 4% no cálculo do módulo confinado dinâmico. Desta forma, concluiu-se que a variação não foi suficiente para colocar em causa a validade dos procedimentos de caracterização dos parâmetros dinâmicos dos provetes de solo-cimento.

3.3.4 – ANÁLISE ESTATÍSTICA E DECISÕES

De forma a avaliar o rigor e representatividade do atraso normal medido pela extrapolação da ordenada na origem da regressão dos provetes de PVC (vide Figura 33.18), efectuou-se um estudo estatístico. Descortinando as médias calculadas para cada registo, colocaram-se num quadro (apresentado em anexo) o tempo de propagação referente a cada impulso. Os dados utilizados corresponderam às médias calculadas a partir da função resposta de frequência do provete. Como cada registo da IRF_{TSR} possuiu 64 médias, o número de dados da amostra equivale a esse mesmo valor multiplicado pelos 4 provetes de PVC perfazendo um total de 256 registos. Invocando novamente o teorema do limite central, como existem mais de trinta repetições, o volume da amostra é suficiente para realizar uma análise estatística com um elevado grau de confiabilidade. A Figura 43.38 demonstra os valores do tempo de propagação medidos a partir da IRF_{TSR} dos provetes de PVC juntamente com a recta de regressão e o coeficiente de determinação linear.

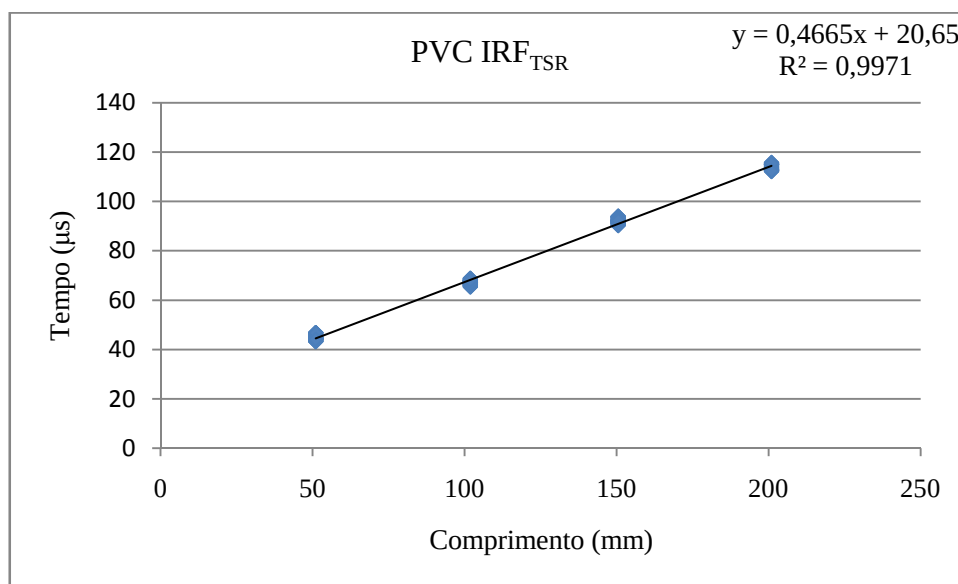


Figura 43.38 – tempo de propagação em função do comprimento dos provetes de PVC

Ao efectuar uma regressão de equação $y_{est} = ax + b$, os valores de y são valores estimados através da recta de regressão e por isso denominados por y_{est} . Na prática obtiveram-se valores y , que podem ser denominados observados, y_{obs} . Existe então um erro que associa as diferenças entre os valores estimados e observados. Esse erro, designado como residual, calcula-se através da soma do quadrado dos desvios, $\sum_{i,j=1}^n (y_{i,est} - y_{j,obs})^2$, que possui $n - 2$ graus de liberdade. Para determinar o y_{est} foi necessário calcular dois parâmetros, a ordenada na origem b , e o coeficiente de regressão a . Como existem 256 observações, o número de graus de liberdade é de 254.

Dividindo a soma de quadrados de desvios da estimativa pelo número de graus de liberdade e aplicando o radical quadrático, obteve-se, o que é designado em estatística como erro padrão da estimativa. A sua aplicabilidade é semelhante ao desvio padrão. No caso em estudo, este erro figurou o valor arredondado de 1,4. Este valor significa que a equação da regressão pode ser escrita da seguinte forma:

$$y_{est} = 0,467x + 20,65 \pm (1,4 \times 1,96) \quad (\text{para um grau de confiança de 99\%});$$

$$y_{est} = 0,467x + 20,65 \pm (1,4 \times 1,68) \quad (\text{para um grau de confiança de 95\%}). \quad (33.17)$$

Reescrevendo obtém-se:

$$\begin{aligned}y_{est} &= 0,467x + 20,65 \pm 3,62 && \text{(para um grau de confiança de 99%);} \\y_{est} &= 0,467x + 20,65 \pm 2,75 && \text{(para um grau de confiança de 95%).} \quad (33.18)\end{aligned}$$

No gráfico da Figura 43.38, poderiam ser traçadas duas rectas, a primeira correspondente a $y_{est} = 0,467x + 20,65 + 2,75$ e a segunda $y_{est} = 0,467x + 20,65 - 2,75$. Estas duas rectas, traçadas paralelamente à recta de regressão, mostram os intervalos de confiança de qualquer estimativa que se possa efectuar a partir do gráfico, permite também, a compreensão da incerteza, ou precisão do assunto.

Considerando a resolução utilizada foi de 2,0 μ s, a variação não explicada em torno da média desce para 0,03%. Esta constatação permitiu a utilização do atraso normal calculado (20,65 μ s $\approx$ 21 μ s) de uma forma cabal e confiável. Efectivando esta metodologia como prática modelo, a determinação das velocidades de propagação das ondas longitudinais pôde de facto, ser estimada. É legítima a extrapolação dos resultados aferidos no presente ponto para a validação dos restantes atrasos normais dos sistemas calculados para a caracterização das restantes ondas sísmicas.

4

CÁLCULO E INTERPRETAÇÃO DOS RESULTADOS

4.1 – MODO DE CONCEPÇÃO DOS PROVETES

4.1.1 – PREPARAÇÃO DO SOLO-CIMENTO

No dia anterior à moldagem de cada provete, separou-se uma porção de amostra colocada dentro de uma cápsula para medir o teor em água higroscópico. Após a sua recolha, o solo permaneceu numa estufa a 120 °C durante vinte e quatro horas, de forma a secar praticamente toda água do seu interior. O índice físico foi obtido pela Equação 41.1.

$$w_{hig} = \left(\frac{p_2 - p_3}{p_3 - p_1} \right) \times 100 \quad (41.1)$$

em que:

p_1 é o peso da cápsula;

p_2 é o peso da cápsula juntamente com o solo húmido;

p_3 é o peso da cápsula juntamente com o solo seco;

w_{hig} é o teor em água higroscópico.

Determinada a percentagem de água contida no solo no seu estado em laboratório é possível determinar a quantidade de água a adicionar para obter os 12%, correspondente ao teor em água óptimo calculado por Lopes (2007) para o solo em questão com a adição de cimento, *vide* ponto 3.1.

Refere a especificação do LNEC E-264-1972 que o tempo entre a adição da água e a compactação da última camada não deve exceder os trinta minutos. Para aferir o peso final do provete de solo-cimento com humidade higroscópica sem adição de água utiliza-se a Equação 41.2.

$$Peso_{final} = (Peso_{solo} \times Peso_{cimento}) \times \frac{w_{hig}}{100+1} \quad (41.2)$$

Para a moldagem do provete, pesou-se a amostra, com igual valor ao obtido pela Equação 41.2 retirando o peso em finos equivalente ao peso em cimento a adicionar. Desta forma, a manutenção da curva granulométrica ficou assegurada. Colocou-se, de seguida, a amostra num tabuleiro humedecido para evitar perdas de água. Acrescentou-se o peso em cimento determinado e procedeu-se à homogeneização da mistura. Cuidadosamente, através de um processo iterativo, aplicou-se água à mistura para apurar o teor final de humidade pretendido.

A quantidade de solo-cimento necessário para a moldagem do provete depende do volume do diâmetro do molde, do comprimento final do provete e do peso volúmico requerido. O volume total da mistura

foi dividido em três partes semelhantes após a retirada de duas pequenas amostras para apurar o teor em água da mistura.

Para a realização da compactação oleou-se o molde e as duas placas de alumínio a colocar nas extremidades do provete. O intuito destas placas foi o de compensar a expansão verificada nos solos na descompressão após compactação. A primeira placa de alumínio foi colocada na base do pedestal que suporta o molde. Com o auxílio de um funil, a primeira camada de solo-cimento foi introduzida no molde. Um pistão cilíndrico foi accionado por uma prensa hidráulica que conferiu o grau de compactação desejável. Após a compactação da primeira camada escarificou-se a superfície da mesma que serviu como base de apoio à segunda camada. Repetiu-se o processo com a segunda e terceira camada. Sem aplicação da escarificação, na última camada, colocou-se a segunda placa de alumínio no topo do provete. Um pedestal de topo incumbiu-se da compactação final da terceira camada.

No final de todo o processo descrito, retiram-se os pedestais e as placas de alumínio. De seguida, o molde e o provete foram juntamente colocados em câmara húmida.

Após doze a vinte e quatro horas os provetes foram desmoldados. Inversamente às recomendações efectuadas por Vitali (2008), todos os provetes, independentemente do seu grau de compactação, foram desmoldados após um intervalo de tempo superior a doze horas.

4.1.2 – CRITÉRIOS DE CONTROLO DE QUALIDADE

A desmoldagem foi efectuada com um extractor de amostras hidráulico. Este equipamento permite o deslocamento relativo entre o provete e o molde através de um travamento superior do segundo elemento. Um pistão colocado na base, apenas em contacto com o provete, impulsiona-o durante todo o comprimento do molde. Uma correcta aplicação do óleo lubrificante diminui as tensões tangenciais nos bordos do provete minimizando a alteração das suas características.

Após o processo de desmoldagem, realizaram-se as medidas dos diâmetros respectivos a cada extremidade, adoptando como valor real a média aritmética entre os dois, bem como o comprimento do provete. Para a maior parte dos provetes em estudo, os valores esperados para o diâmetro e comprimento foram 71,00 mm e 136,36 mm, respectivamente.

Os critérios para atribuição do estatuto de verdadeiro a um provete foram os seguintes:

- Teor em água compreendido no intervalo [11,5%; 12,5%];
- Comprimento do provete ± 2 mm;
- Diâmetro do provete compreendido no intervalo [70,00 mm; 72,00 mm];
- Grau de compactação entre 99% e 101% do valor pretendido.

O tempo de cura para o solo-cimento é aproximadamente sete dias (Lopes, 2007). Segundo o autor, a partir do sétimo dia o ganho de resistência não é significativo. O presente trabalho é sustentado em provetes com uma curva granulométrica idêntica à obtida por Lopes com teor em água de 12% e uma percentagem de cimento variável entre 2%, 3%, 5% e 7%.

4.1.3 – CURVAS DE PERDA DE ÁGUA

Na digressão à Universidade de *Waterloo*, para minimizar as perdas de água, os provetes foram envolvidos em três camadas de película aderente. A não permanência em câmara húmida incorre em possíveis evaporações de água, obviamente indesejáveis, pois altera as características dos provetes. De forma a quantificar essas perdas de água realizou-se o seguinte teste no Laboratório de Geotecnia da

FEUP: duas amostras saturadas distintas, uma de solo arenoso e a remanescente de solo argiloso, foram envolvidas pelo mesmo tipo de película aderente que confinou os provetes. Estas amostras foram deixadas nas condições ambientes do laboratório. Realizaram-se pesagens periódicas anotando o tempo em dias à data do ensaio e o peso equivalente. Verificou-se que a evaporação de água nestas duas amostras segue uma lei exponencial negativa. A Figura 41.1 ilustra os resultados obtidos.

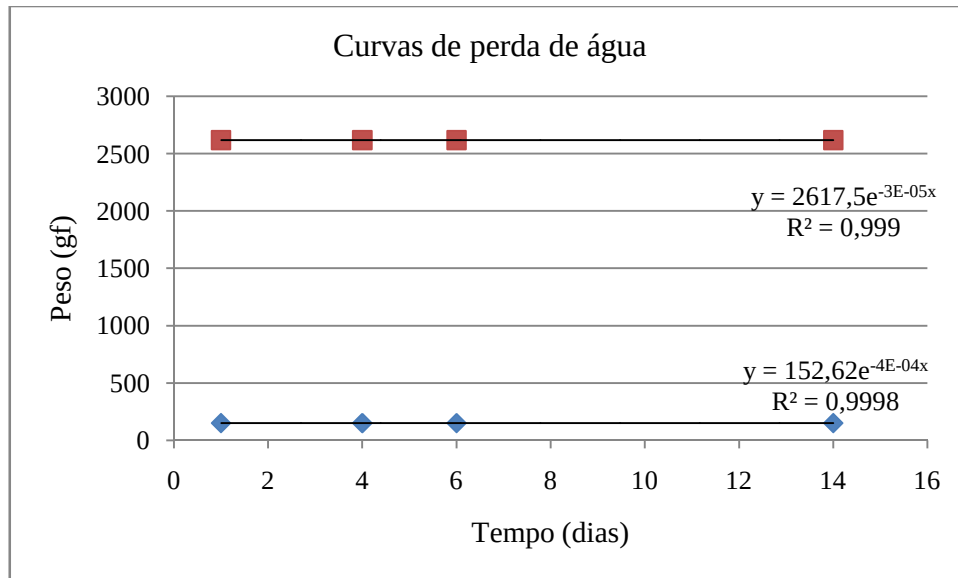


Figura 41.1 – Curvas de perda de água para amostras de solo arenoso e argiloso

A curva respeitante ao solo arenoso é constituída pelas observações a vermelho da Figura 41.1. Pela primeira análise da figura conclui-se, empiricamente, que a variação não tem qualquer expressão, ou seja, a película aderente funciona como uma fronteira praticamente estanque entre o seu interior e exterior.

Os provetes permaneceram exactamente 14 dias envolvidos em película aderente, desde o instante em que foram acondicionados até ao momento em que se transferiram para a câmara húmida da Universidade de *Waterloo*. Pela via analítica, a perda de peso devido à evaporação da água nos provetes de solo arenoso após 14 dias envolvidos em película aderente corresponde a 1,11 gf dos 2617,44 gf iniciais. Esta variação corresponde a 0,05% do seu valor inicial. Dada a representatividade inferior do valor calculado concluiu-se que as perdas de água em nada afectaram os resultados obtidos na Universidade de *Waterloo*.

4.2 – ENSAIOS REALIZADOS NO LABORATÓRIO DE GEOTECNIA DA FEUP

4.2.1 – ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS

4.2.1.1 – Cálculo do módulo de elasticidade dinâmico, E_0 , E_{max} ou E_{din}

O módulo de elasticidade dinâmico ou máximo (E_{din} e E_0 , respectivamente) consiste num parâmetro fundamental para a mecânica dos solos. Juntamente com o coeficiente de *Poisson* ou módulo de distorção dinâmico, qualquer tipo de estrutura elástica fica perfeitamente caracterizada. Este parâmetro dinâmico representa a medição mais consistente efectuada no Laboratório de Geotecnia da FEUP pelas razões explicadas no ponto 2.7.1. Pode ser calculado pela Equação 42.1.

$$E_{din} = V_L^2 \times \rho \quad (42.1)$$

em que:

E_{din} é o módulo de elasticidade dinâmico;

V_L é a velocidade de propagação das ondas longitudinais;

ρ é a massa volúmica de cada provete.

Pela análise da Equação 42.1 conclui-se que o módulo de elasticidade dinâmico é directamente proporcional ao teor em água contido no provete. Para menores valores do teor de humidade a grandeza massa volúmica decresce, diminuindo como consequência o valor do parâmetro dinâmico. Inversamente, quando é aumentado o ρ , devido ao aumento do teor em água, E_{din} aumenta também. Estes incrementos e decrementos de água estão associados ao mesmo provete, para a mesma idade, ou seja, para o mesmo tempo de cura do cimento.

O Quadro 42.1 demonstra os tempos de propagação calculados através dos ensaios com transdutores ultra-sónicos descontados do atraso calculado em 3.2.2.3 igual a 1,36 μs . Com esses valores são obtidas as velocidades de propagação das ondas longitudinais. A massa volúmica expressa em kg/m^3 foi previamente calculada após a desmoldagem dos provetes. Os provetes ensaiados e referenciados no Quadro 42.1 possuem 7 dias de idade. Uma vez que o cimento utilizado como intercepto coesivo é de presa rápida, não são esperadas variações visíveis entre os resultados analisados para esta gama de idades e os resultados estudados após esse intervalo. Os provetes com a designação “NC...” não fazem parte do conjunto de corpos de prova em análise. Têm apenas como objectivo gerar resultados que apresentem variações com a tipologia de solo ensaiado. A percentagem de cimento é expressa na designação dos provetes através do seu índice numérico.

Quadro 42.1 – E_{din} calculado a partir do ensaio com transdutores ultra-sónicos de compressão aos 7 dias

Designação do provete	Altura (mm)	Massa volúmica (kg/m^3)	Tempo de propagação das ondas longitudinais (μs)	Tempo de propagação corrigido (μs)	Velocidade de propagação das ondas longitudinais (m/s)	E_{din} (MPa)
C2%	136,48	1857	162,83	161,47	845	1372
C3%	136,68	2046	104,08	102,72	1331	3623
V5%	136,08	1962	95,00	93,64	1453	4143
V7%	136,22	1873	113,75	112,39	1212	2751
V2%G	91,70	1861	111,67	110,31	831	1286
V2%P	45,70	1861	45,42	44,06	1037	2002
V3%	136,74	2049	103,78	102,42	1335	3653
V2%	136,68	1870	160,00	158,64	862	1388
C7%	136,18	1878	112,92	111,56	1221	2798
C5%	135,92	1973	97,50	96,14	1414	3943
BE7%	144,18	1761	137,50	136,14	1059	1975
NC1%	145,90	1885	-	-	-	-
NC2%	145,70	1884	127,14	125,78	1158	2528
NC3%	145,80	1887	95,83	94,47	1543	4494

Os resultados do módulo de elasticidade dinâmico não estão completamente de acordo com o esperado. Os provetes V2%G e V2%P resultaram do corte do mesmo provete. De facto, as velocidades de propagação das ondas longitudinais deveriam consistir num valor muito próximo, o que não é verificado; apresentam uma variação de 36% entre eles.

Devido ao sinal pouco amplificado apresentado pelo provete NC1%, foi-lhe aplicada uma pressão excessiva que acabou por levar o mesmo à ruptura. Esse acontecimento está ilustrado na Figura 42.1 e demonstra que um factor elevado de carga pode ser prejudicial para os ensaios com transdutores sónicos e ultra-sónicos.



Figura 42.1 – Provet destruído por excesso de tensão de compressão induzida no ensaio

Em relação aos restantes ensaios, as velocidades de propagação das ondas longitudinais estão de acordo com a teoria da elasticidade. No Quadro 42.2 estão organizados por ordem crescente os resultados para o módulo de elasticidade dinâmico em função do teor em cimento. O grau de compactação é também apresentado no mesmo quadro de forma a justificar diferentes velocidades obtidas não explicadas exclusivamente pelo teor em cimento.

Quadro 42.2 – E_{din} em função do teor em cimento por ordem crescente

Designação do provete	Comprimento (mm)	Massa volúmica (kg/m^3)	Tempo de propagação das ondas longitudinais (μs)	Tempo de propagação corrigido (μs)	Velocidade de propagação das ondas longitudinais (m/s)	E_{din} (MPa)
C2%	136,48	1857	162,83	161,47	845	1327
V2%	136,68	1870	160,00	158,64	862	1388
C3%	136,68	2046	104,08	102,72	1331	3623
V3%	136,74	2049	103,78	102,42	1335	3653
C5%	135,92	1973	97,50	96,14	1414	3943
V5%	136,08	1962	95,83	94,47	1440	4071
C7%	136,18	1878	112,92	111,56	1221	2798
V7%	136,22	1873	113,75	112,39	1212	2751

Pela análise do quadro anterior contacta-se que o E_{din} vai aumentando em função da quantidade de cimento existente no provete para as seis primeiras medições. Para os dois últimos valores correspondentes a um teor em cimento de 7%, o módulo de elasticidade cai subitamente. Esta queda deverá ser provocada pela diminuição do grau de compactação traduzido pela massa volúmica. Infelizmente não existem registos suficientes para avaliar com exactidão a variação do módulo de elasticidade dinâmico em função do teor em cimento. Para tal acontecer, deveriam ter sido moldados provetes com diversas quantidades de cimento mantendo constante o valor do grau de compactação. Vários autores estudaram a influência dos factores índice de vazios e quantidade de cimento, propondo expressões que permitissem uma uniformização de critérios. Consoli *et al.* (2005) correlacionaram o módulo de elasticidade na ruptura em função de V_v/V_{ci} . A mesma metodologia foi posta em prática mas para o módulo de elasticidade associado a muito pequenas deformações.

$$Volume_{cimento} = Massa_{cimento} / \rho_{s,c} \quad (42.2)$$

O valor da massa volúmica do cimento é $3,1 \text{ g/cm}^3$ que corresponde a 3100 kg/m^3 . Através da análise granulométrica com sedimentação foi calculado o valor de 2710 kg/m^3 para massa volúmica do solo, ambos os valores referem-se à massa volúmica das partículas sólidas. Pela Equação 42.2 foram calculados os volumes de cimento que são apresentados no Quadro 42.3. A Equação 42.3 permite o cálculo do peso volúmico das partículas sólidas da mistura solo com cimento.

$$\rho_{s,m} = \rho_{s,s} \times (100 - C\%) + \rho_{s,c} \times C\% \quad (42.3)$$

em que:

$\rho_{s,m}$ é a massa volúmica seca da mistura;

$\rho_{s,s}$ é a massa volúmica seca do solo;

$\rho_{s,c}$ é a massa volúmica seca do cimento;

$C\%$ é a percentagem de cimento.

O parâmetro C_{iv} é uma relação entre o volume de partículas de cimento em relação ao volume total da amostra, é obtido pela Equação 42.4.

$$C_{iv} = \frac{Volume_{cimento}}{Volume_{total}} \quad (42.4)$$

Relativamente à mecânica dos solos, os índices físicos, porosidade e índice de vazios podem ser obtidos pelas Equações 42.5 e 42.6, respectivamente.

$$\eta = \frac{e}{1+e} \quad (42.5)$$

$$e = \frac{\rho_{s,m} - \rho_{d,m}}{\rho_{d,m}} \quad (42.6)$$

em que:

η é a porosidade da mistura;

e é o índice de vazios da mistura;

$\rho_{d,m}$ é a massa volúmica seca da mistura.

O Quadro 42.3 sintetiza todos estes parâmetros calculados pelas equações anteriormente fornecidas.

Quadro 42.3 – Cálculo do C_{iv} e porosidade

Designação do provete	Volume total (cm ³)	Massa volúmica das partículas sólidas da mistura (g/cm ³)	Índice de vazios	Porosidade	Volume de cimento (cm ³)	C_{iv}
C2%	545,54	2,718	0,64	0,39	6,13	0,0112
V2%	540,99	2,718	0,64	0,39	6,45	0,0119
C3%	540,84	2,722	0,48	0,33	9,68	0,0179
V3%	540,31	2,722	0,50	0,33	10,65	0,0197
C5%	537,22	2,730	0,55	0,36	15,48	0,0288
V5%	538,77	2,730	0,56	0,36	16,13	0,0299
C7%	538,40	2,737	0,65	0,39	22,58	0,0419
V7%	539,47	2,737	0,64	0,39	22,58	0,0419
BE7%	573,57	2,737	0,74	0,42	22,58	0,0394

As restantes constantes utilizadas para o cálculo dos valores do Quadro 43.3 e que não foram apresentadas encontram-se disponíveis em anexo. Rios Silva *et al.* (2009) criaram um parâmetro I_{VC} relacionando o índice C_{iv} e com a porosidade η . A Equação 42.7 traduz essa conformidade.

$$I_{VC} = \frac{\eta}{C_{iv}^x} \quad (42.7)$$

em que:

I_{VC} é o parâmetro de conformidade;

x é um expoente que depende do solo.

Obtendo os valores de I_{VC} e variando o x em valores entre 0,01 e 0,30 com um incremento igual a 0,01 foram concluídos trinta gráficos. Uma regressão potencial foi testada de forma a aferir qual o factor de dependência que o parâmetro I_{VC} e o módulo de elasticidade dinâmico possuem. A Figura 42.2 exibe a variação do factor de correlação obtido na regressão variando a constante x . Verificou-se um comportamento mais representativo nos gráficos obtidos a partir de uma potência. Esta tendência vai de encontro às investigações precedentes.

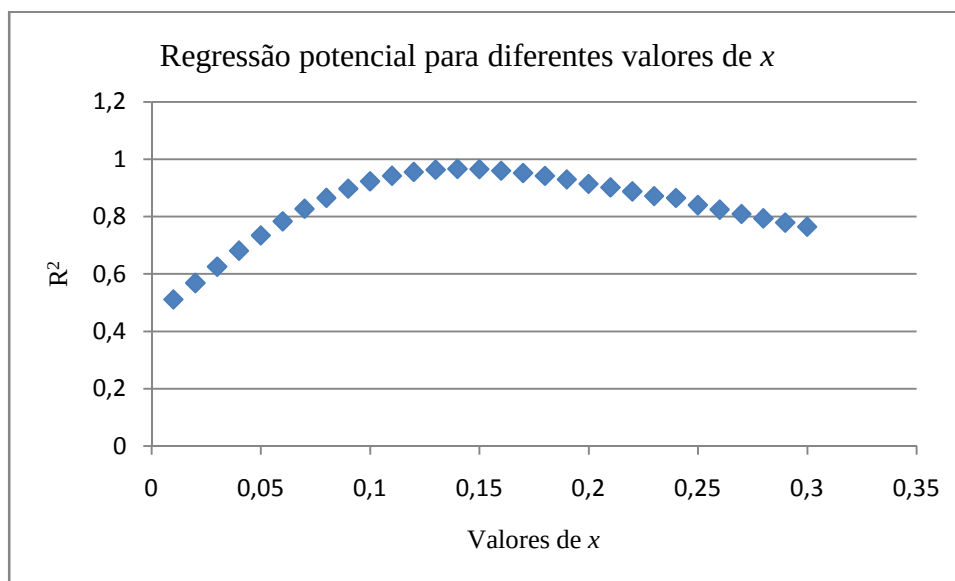


Figura 42.2 – Variação do coeficiente de determinação com a constante do solo x

A função obtida apresenta um valor máximo para o coeficiente de determinação em x igual a 0,14. A partir desta constatação, o parâmetro I_{VC} passou a ser explicado pela Equação 42.8. A equação que relaciona o módulo de elasticidade dinâmico com I_{VC} está apresentada na Figura 42.3 juntamente com o respectivo coeficiente de determinação.

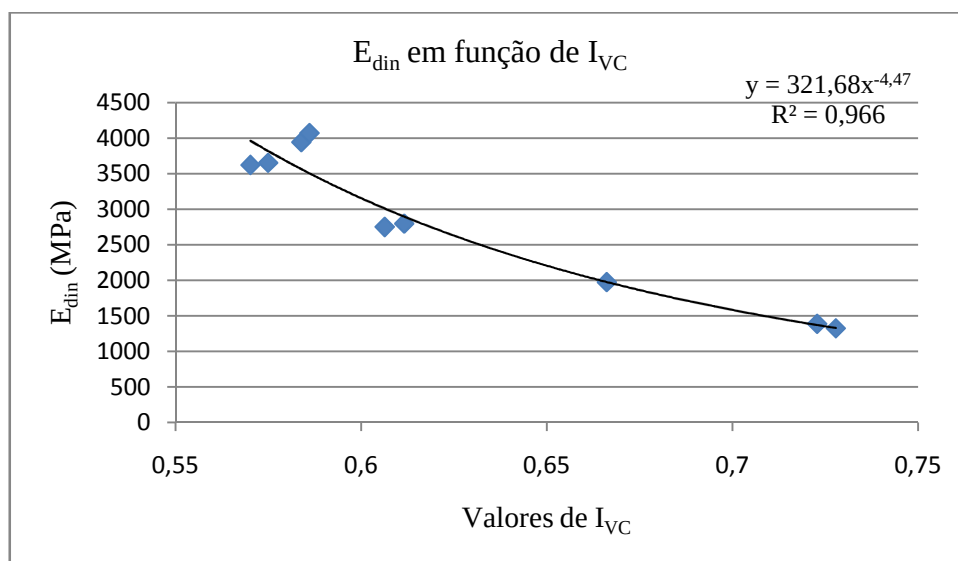


Figura 42.3 – E_{din} em função do parâmetro de I_{VC} aos 7 dias

O coeficiente de determinação é 0,97 o que representa um valor muito consistente e que permite aproximar o valor do módulo de elasticidade dinâmico à Equação 42.8 para este solo. Coroando desta forma o estudo do E_{din} em função do grau de compactação e teor em cimento.

$$E_{din} = 321,68 \times \left(\frac{\eta}{C_{iv}^{0,14}} \right)^{-4,470} \quad (42.8)$$

No ponto 4.2.1.2 será realizada uma análise temporal do desenvolvimento do módulo de elasticidade dinâmico ao longo do tempo. De forma a avaliar a dependência do parâmetro x com o tempo, ou seja, com o aumento de rigidez causado pelo processo de cura do cimento, serão efectuados os mesmos procedimentos para a obtenção da Equação 42.8. A partir do Quadro 42.5, abaixo apresentado, são retirados os valores necessários à construção do Quadro 42.4. Um gráfico E_{din} em função de I_{VC} foi novamente construído e as conclusões sobre o mesmo são de seguida apresentadas. A Figura 42.4 ilustra a regressão de uma potência e coeficiente de determinação potencial obtidos a partir dos dados do Quadro 42.4.

Quadro 42.4 – Módulos de elasticidade dinâmicos aos 28 dias

Designação do provete	C_{iv}	η	I_{VC}	E_{din} (Mpa) 28 dias
C2%	0,0112	0,39	0,7278	2028
C3%	0,0179	0,33	0,5702	5199
V3%	0,0197	0,33	0,5749	4828
C5%	0,0288	0,36	0,5839	5568
C7%	0,0419	0,39	0,6116	3685

O valor de x igual a 0,14 correspondeu, uma vez mais, à maximização do coeficiente de determinação.

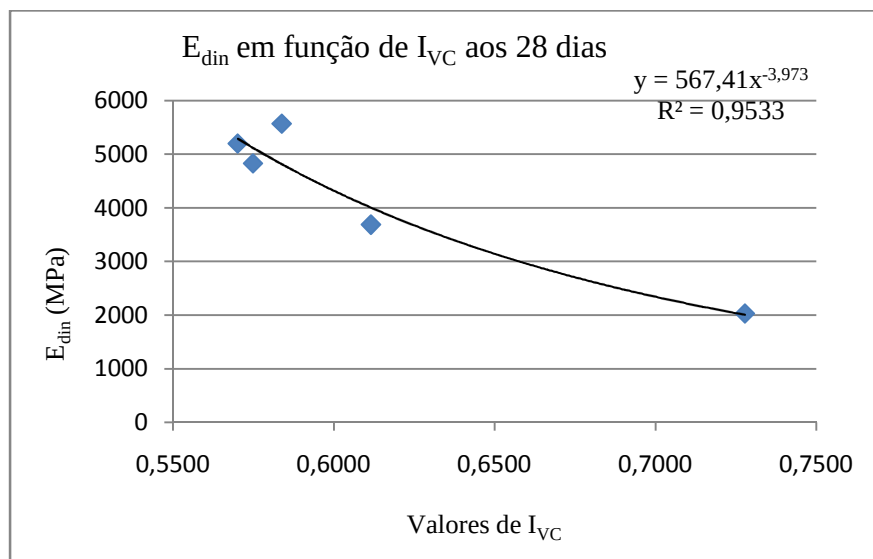


Figura 42.4 – E_{din} de uma potência de I_{VC} aos 28 dias

A Equação 42.8 é reescrita para a situação aos 28 dias na forma da equação seguinte.

$$E_{din} = 567,41 \times \left(\frac{\eta}{C_{iv}^{0,14}} \right)^{-3,973} \quad (42.9)$$

A constatação da não variação do parâmetro x é particularmente interessante, pois está de acordo com a afirmação que o seu grau de dependência é único e exclusivo do solo utilizado (Rios Silva *et al.*, 2009). As variações no módulo de elasticidade dinâmico em relação ao instante inicial são maiores consoante o aumento do intervalo de tempo de medição. O ponto 4.2.1.2 prova que as velocidades de propagação das ondas longitudinais aumentam com o tempo de cura do cimento. Pela Equação 42.1 o E_{din} é proporcional ao quadrado de V_L , este factor denota uma forte sensibilidade do módulo a estas velocidades. Esta constatação permite concluir que todos os valores de E_{din} a analisar estão contidos no intervalo 7 a 28 dias (desprezando as ténues variações, não mensuráveis após os 28 dias, devido ao cimento estar praticamente curado na sua totalidade). A gama de valores de E_{din} é maior para medições efectuadas com maiores tempos de cura. Estes raciocínios pretendem concluir que o parâmetro x calculado aos 7 e 28 dias, igual a 0,14, não sofre variações consideráveis nos intervalos temporais intermédios. É legítimo portanto afirmar que o expoente x parece ser independente do tempo.

4.2.1.2 – Análise temporal da evolução do módulo de elasticidade dinâmico

Devido ao processo de cura do cimento é esperado um aumento da rigidez nos provetes ao longo do processo. Para avaliar o ganho traduzido no acréscimo do módulo de elasticidade dinâmico foram medidas as velocidades de propagação das ondas longitudinais aos 7, 14, 21 e 28 dias. As circunstâncias em que decorreram os ensaios impediram que fossem medidas as velocidades correspondentes aos provetes C5% e C7% aos 21 dias. Essas medições foram efectuadas ao vigésimo dia. Para prevenir um possível dano nos provetes antes da fase preponderante da cura (os primeiros sete dias) optou-se por não se realizar registos numa idade prematura mantendo os provetes indeformados.

Os módulos de elasticidade dinâmicos foram calculados a partir da Equação 42.1. Durante os intervalos de tempo entre os ensaios, os provetes foram mantidos em câmara húmida com uma

humidade relativa de 96%, não necessitando por isso de correcções no valor da massa volúmica. As variáveis móveis foram as velocidades de propagação das ondas longitudinais. O Quadro 42.5 apresenta os resultados obtidos através das leituras executadas.

Quadro 42.5 – Variação de E_{din} com o tempo

Designação do provete	E_{din} (MPa) 7 dias	E_{din} (MPa) 14 dias	E_{din} (MPa) 20 dias	E_{din} (MPa) 21 dias	E_{din} (MPa) 28 dias
C2%	1327	1778	-	2024	2028
C3%	3623	4645	-	5203	5206
V3%	3653	4218	-	4370	4828
C5%	3943	5171	5210	-	5568
C7%	2798	3376	3643	-	3685

Os valores do módulo de elasticidade dinâmico aos 28 dias foram determinados no *Geotechnical Non Destructive Lab* da *University of Waterloo*. Em consequência dos diferentes equipamentos de medição poderão surgir ligeiras inconsistências na progressão temporal dos valores calculados à data. O ganho de rigidez com o tempo está representado na Figura 42.5 para os cinco provetes submetidos ao teste.

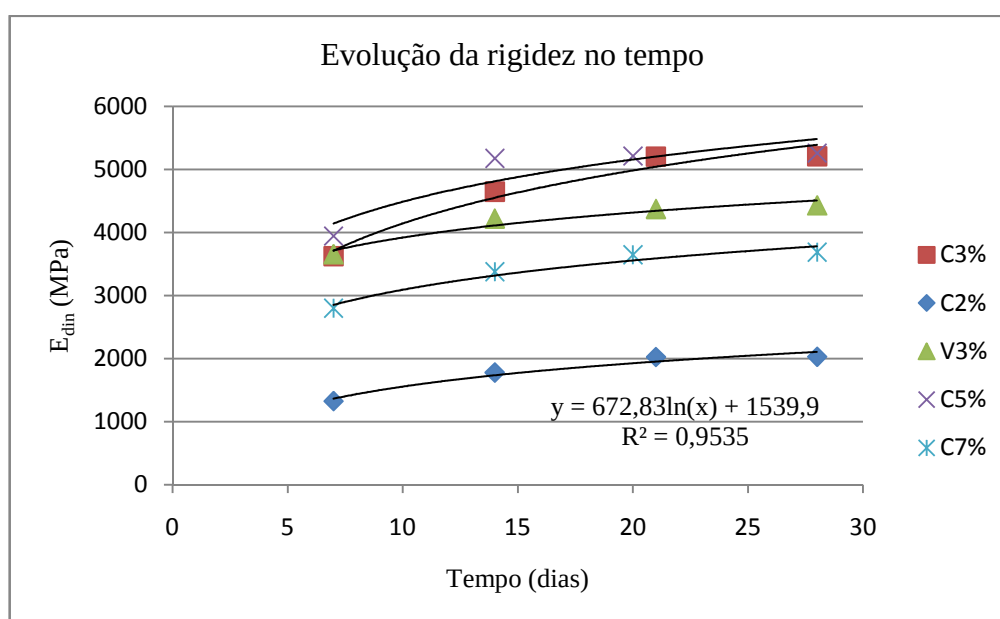


Figura 42.5 – Evolução do módulo de elasticidade dinâmico com a cura do cimento

O aumento de rigidez com o tempo foi ajustado por uma distribuição logarítmica. A equação e coeficiente de determinação apresentados na Figura 42.5 correspondem ao provete C7% que verificou o pior ajuste dos cinco. Os restantes, também aproximados a uma regressão logarítmica possuem, coeficientes de determinação superiores a 0,96. A inconsistência verificada no provete em questão é atribuída a um erro de medição efectuado aos 14 dias. Não é expectável que os valores à data referida sejam tão próximos do registo lido aos 28 dias, uma vez que a percentagem de cimento em causa é de 5%, ou seja, existe uma grande quantidade de cimento a hidratar, e o teor em humidade é equivalente para todos os provetes. A variação ao longo do tempo deveria verificar-se maior do que nos provetes C2%, C3% e V3%. Aproximando que aos 28 dias, o solo-cimento adquire a sua resistência final, o

provetes C5% aos 14 dias adquiriu 93% da sua rigidez enquanto os provetes C2%, C3% e V3% na mesma altura possuíram apenas 88%, 89% e 87%, respectivamente.

A evolução do módulo de elasticidade dinâmico é particularmente interessante quando comparados os provetes C3% e V3%. Ambos foram moldados visando possuir características exactamente iguais. O teor em cimento foi de 3% e a massa volúmica de 2,05 g/cm³. As leituras realizadas aos 7 dias indicam essa mesma equivalência. As restantes medições após 7 dias demonstram um ganho não desprezável de rigidez do provete C3% em relação a V3%. Apesar da proximidade dos parâmetros físicos referidos existe entre estes dois provetes uma diferença relevante. Esta diferença pode ser explicada em termos de humidade.

O teor em água do C3% é de 11,3% enquanto o do V3% é de 12,7%. Com a inevitável perda de água por evaporação, os provetes tendem a diminuir a sua massa volúmica. A taxa de variação temporal é tanto mais acentuada quanto maior a quantidade de água contida no interior do provete. Este fenómeno faz com que a massa volúmica do provete C3% se torne superior em relação à do V3%. A Equação 42.1 mostra a proporcionalidade existente entre o módulo de elasticidade dinâmico e a massa volúmica; assim, se esta aumentar, o E_{din} deverá aumentar também. A justificação descrita está eivada de uma incongruência, pois os módulos de elasticidade foram medidos a partir da variação da velocidade de propagação das ondas longitudinais mantendo constante a massa volúmica para cada provete. A Equação 42.10 reflecte a Equação 42.1 em ordem a V_L .

$$V_L = \sqrt{\frac{E_{din}}{\rho}} \quad (42.10)$$

O aumento da velocidade de propagação das ondas longitudinais verifica-se também com a diminuição de ρ . Desta forma, o provete que verifique maior diminuição da grandeza (massa volúmica) apresenta valores maiores de V_L . Devido à diminuição mais acentuada do teor em água, traduzida pelo decréscimo da massa volúmica no provete V3%, as ondas longitudinais deveriam, teoricamente, possuir maiores velocidades de propagação do que o provete C3%. Como E_{din} foi calculado pela Equação 42.1 não variando ρ , o provete V3% deveria, nesta linha raciocínio, apresentar uma rigidez mais elevada em relação ao C3%, realidade essa, que não é verificada.

A apresentação do último parágrafo é de extrema importância pois autoriza retirar uma conclusão fulcral para a validação de todos os ensaios realizados. A perda de água por evaporação ou qualquer outro agente durante os 28 dias de ensaios foi de tal forma pequena que não adquire o estatuto de relevante.

Apesar da conclusão preponderante retirada no último parágrafo, as diferenças entre C3% e V3% permaneceram inexplicáveis. Contudo, uma restante hipótese deve ser contabilizada. Como os provetes são compactados em três camadas é provável que existam diferenças de compactação entre as mesmas. Assim, se duas camadas ficarem mais compactadas que o devido, a remanescente ficará com um valor da massa volúmica inferior. Esta grandeza poderá ter apresentado um valor de tal forma baixo que fez com que a velocidade de propagação das ondas longitudinais, descritas pela Equação 42.10, no provete C3% aumentasse em larga escala. Como a massa volúmica foi calculada a partir da média das três camadas, o valor que foi multiplicado por V_L^2 na Equação 42.1 não deveria ser utilizado neste caso. Reflecte um valor do módulo de elasticidade dinâmico mais elevado do que na realidade. Esta conclusão vai de encontro às inconsequentes tentativas descritas por Hardin e Black (1969) na determinação do módulo de distorção dinâmico *in situ* devido à elevada discrepância dos graus de compactação nos diferentes estratos do solo.

No presente ponto concluiu-se que as características de rigidez evoluem com o tempo devido à constante hidratação do cimento. Essa evolução segue uma função logarítmica que provou ser mais ajustável aos resultados obtidos do que a própria função potência. O Quadro 42.6 explica a percentagem da rigidez total que os provetes apresentaram aos 7 dias.

Quadro 42.6 – Percentagem da rigidez de cada provete aos 7 dias

Designação do provete	E_{din} (MPa) 7 dias	E_{din} (MPa) 28 dias	% da rigidez total aos 7 dias
C2%	1327	2028	65
C3%	3623	5206	70
C5%	3943	5254	75
C7%	2798	3685	76

Nos provetes com menor teor em cimento, o aumento de rigidez é menos acentuado para o mesmo intervalo de tempo. Os resultados do Quadro 42.6 estão de acordo com o esperado. Esperam-se, no entanto, maiores períodos de hidratação para quantidades de cimentos maiores.

4.2.2 – ENSAIOS COM *BENDER EXTENDER ELEMENTS*

4.2.2.1 – Breve descrição sobre os problemas associados

Durante a realização dos ensaios com *bender extender elements* verificaram-se um elevado conjunto de problemas associados à caracterização das ondas transversais. O presente ponto tem como principal objectivo descrever e explicar cada um dos acontecimentos que afectaram as leituras e a interpretação dos resultados.

O principal defeito apontado aos ensaios com *bender extender elements* consiste na introdução do piezocerâmico dentro do próprio provete. Utilizando exclusivamente a capacidade de funcionamento dos transdutores em flexão, verificam-se gerações de ondas de compressão que se sobrepõem ao instante da chegada das ondas transversais (Squeglia *et al.*, 2009). Para além de um conjunto de ondas transversais, frontal, geram-se dois conjuntos laterais de ondas longitudinais, um em compressão e outro em rarefacção, perpendiculares ao plano do *bender element* emissor (Lee & Santamarina, 2005), que após reflexão na parede lateral do provete podem ter tempos de chegada ao *bender element* receptor próximos dos das ondas transversais, dificultando a sua distinção e uma fiável determinação do tempo da primeira chegada das ondas transversais. Este fenómeno tem uma explicação simples. Na geração do momento flector por parte do *bender element*, existe uma deformação com uma determinada curvatura. Do lado côncavo dessa curvatura o provete encontra-se em estado de compressão, enquanto do lado da face convexa são accionadas tensões de tracção. Este efeito é tão mais gravoso quanto mais incorporado no provete o *bender element* estiver. Provavelmente as leituras dos tempos de chegada no osciloscópio não correspondem a uma chegada directa da onda transversal mas às primeiras reflexões das ondas de compressão nos bordos do provete. Este fenómeno foi diversas vezes observado no decorrer dos ensaios elaborados no Laboratório de Geotecnia da FEUP e a Figura 42.6 patenteia uma situação tipo desta dificuldade. O provete representado na figura é o V2% submetido a uma vibração quadrada de 50 kHz. Foi utilizado um acoplamento com dois sulcos.

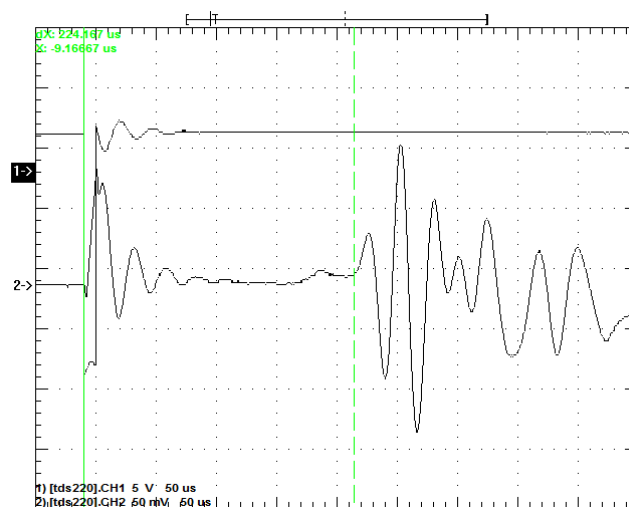


Figura 42.6 – Tempo de propagação das ondas transversais afectado pela propagação das ondas de compressão

Na figura exibida estão presentes três tipos de ondas elásticas. A primeira inflexão surge com a chegada das ondas de compressão. Apesar da frequência 50 kHz ter sido normalmente utilizada para a determinação das ondas longitudinais, o seu emprego, propositado, neste caso fez com que este defeito se manifestasse de uma forma mais proeminente. A segunda inflexão, representada pela linha a traço verde interrompido, refere-se às ondas transversais correspondentes ao objectivo do ensaio. Por último, as ondas de superfície revelam-se na mudança de frequência do sinal de resposta. A Figura 42.6 evidencia a clara falta de precisão da chegada da onda transversal devido à escassez de abatimento do sinal anterior à sua aproximação.

No ponto 3.2, foi referida a necessidade do uso de frequências baixas para determinação das velocidades de propagação das ondas transversais (2 kHz a 8 kHz). Em comparação com as ondas longitudinais, os intervalos de tempo da geração do impulso são muito maiores. As consequências desta necessidade manifestam-se de duas formas distintas.

A primeira, inevitavelmente, traduz-se no facto do tempo da primeira chegada das ondas transversais ter sido menor que o tempo de geração do impulso. Esta condição manifesta-se por severos efeitos de vizinhança que alteram não só os resultados mas também induzem mais incertezas na análise gráfica. As consequências do efeito de vizinhança têm vindo a ser constantemente referidas ao longo deste trabalho. É de facto uma das grandes sensibilidades da determinação dos parâmetros dinâmicos pelas vias que têm vindo a ser discutidas. A Figura 42.7a) ilustra o que comumente é conhecido na literatura internacional como *near field effect*.

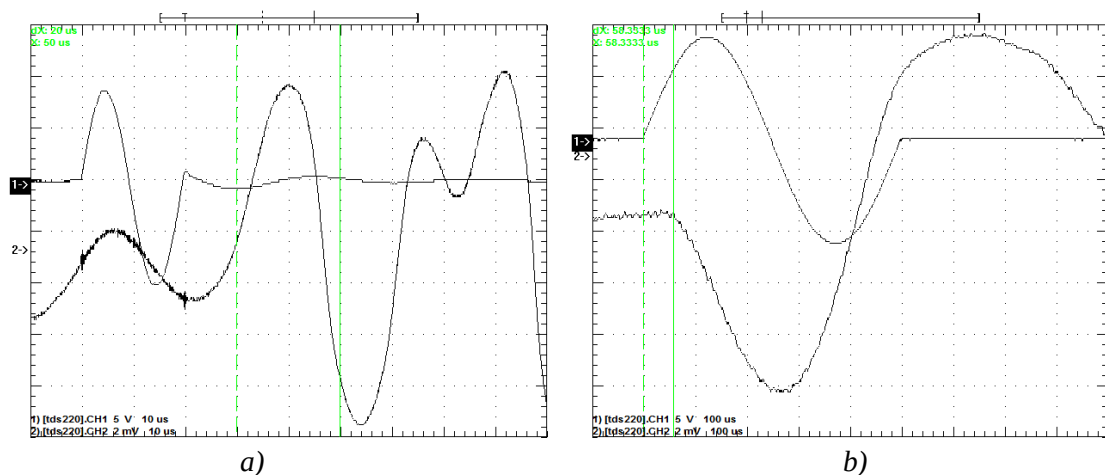


Figura 42.7 – Imperfeição associada aos ensaios com *bender extend elements*: a) efeito de vizinhança pronunciado; b) perda grande de resolução

Os efeitos de vizinhança podem-se manifestar de tal maneira intensos que destroem qualquer possibilidade de conclusão acerca das leituras. Estes efeitos não são quantificáveis e devem ser evitados. Inexplicavelmente, estes efeitos, denotaram-se com vários graus de intensidade, variaram entre provetes, entre tempos de ensaios, ou seja, não se encontrou um padrão comportamental. Foram, no entanto, esperados e confirmados maiores efeitos de vizinhança para provetes mais rígidos onde as velocidades de propagação das ondas transversais são maiores.

A Figura 42.7b) remete para a falta de resolução relacionada com a utilização de ondas de baixa frequência. Para abranger a totalidade da onda de saída foi necessário aumentar a janela de tempo. Como o sistema de aquisição só permite recolher 2500 pontos, o intervalo de tempo entre estes permanece mais alargado induzindo uma resolução menor.

O último problema associado aos ensaios com *bender elements* diz respeito ao ruído eléctrico ou *cross talk*. O fenómeno está explicado no ponto 2.8.3.8. Para ondas que se propagam com frequências baixas, o ruído eléctrico manifesta-se na totalidade da propagação nos provetes, impossibilitando qualquer leitura ou conclusão acerca das características das ondas transversais. Através de inúmeras experiências constatou-se que este efeito poderia ser atenuado. Conectando um cabo metálico ao canal 2 do osciloscópio e posteriormente ligando-o ao amplificador do transmissor piezoeléctrico, o *cross talk* deixaria de ser detectável para a sensibilidade do osciloscópio, resolvendo o problema na sua totalidade.

Consciencializando os problemas associados aos ensaios com *bender elements*, os procedimentos para determinação das velocidades de propagação das ondas transversais foram acompanhados por uma forte análise de sensibilidade.

4.2.2.2 – Cálculo do módulo de distorção dinâmico

O módulo de distorção dinâmico ou máximo (G_{din} ou G_0 , respectivamente), consiste num parâmetro com um grau de relevância, para a Mecânica do Solos, ainda maior que o E_{din} anteriormente estudado. Pelos problemas associados nos ensaios descritos no ponto 4.2.2.1, a determinação deste parâmetro no Laboratório de Geotecnia da FEUP contém uma incerteza maior quando comparado com o, anteriormente estudado, módulo de elasticidade dinâmico. A relação dos dois módulos permite o cálculo do coeficiente de *Poisson* dinâmico. O valor do módulo de distorção dinâmico pode ser calculado a partir da Equação 42.11.

$$G_{din} = V_S^2 \times \rho \quad (42.11)$$

em que:

G_{din} é o módulo de distorção dinâmico,

V_S é a velocidade de propagação das ondas transversais.

Pela análise de ambas as Equações 42.11 e 42.1 confirma-se que ambos os módulos dependem da massa volúmica. Se o coeficiente de *Poisson* dinâmico é explicado por uma razão entre os dois, o cálculo deste parâmetro então, não depende da massa volúmica. Assim, um possível erro, na determinação de alguma das características físicas dos provetes, é à partida eliminado pelo seu próprio cálculo.

O módulo de distorção dinâmico é também proporcional ao teor em água do provete. Os decréscimos de massa volúmica acompanham a diminuição da percentagem de água. Uma diminuição do parâmetro mecânico aparece como última consequência destas variações. O aumento da massa volúmica está normalmente associado a uma compactação do material; esta acção resultará num aumento de rigidez transversal. No presente trabalho, no cálculo do G_{din} , a perda de água causa um efeito inverso como já referido. Como a grandeza massa volúmica foi mantida como uma constante, a perda de água resulta num aumento da velocidade de propagação das ondas transversais como mostra a Equação 41.12. Relacionado com o valor obtido pelo ensaio, a multiplicação pela massa volúmica não corrigida das perdas de água resultará num valor do módulo de distorção dinâmico maior do que o real. Estas constatações são referentes ao mesmo provete, também com a mesma idade.

Os tempos de propagação calculados pelos ensaios com *bender elements* corrigidos pelo atraso determinado na calibração com os transdutores em contacto são apresentados no Quadro 42.7. A velocidade de propagação das ondas transversais foi obtida pela razão entre o comprimento de cada provete pelo tempo de propagação corrigido das mesmas ondas. O atraso calculado foi de 4,9 μ s. A massa volúmica é exibida no mesmo gráfico para uma melhor percepção das variações do módulo de distorção dinâmico que também é apresentado no mesmo quadro. Os provetes ostentados foram submetidos a ensaio aos 7 dias. As condições de acoplamento foram realizadas com a abertura de um sulco e sem abertura de qualquer sulco. Para melhor determinação dos tempos de propagação aplicaram-se várias frequências diferentes. A frequência que apresentou melhores resultados foi a de 8 kHz. A forma de impulso aplicado neste ensaio foi o sinusoidal. Os provetes que foram submetidos a ensaio no Laboratório de Geotecnia não destrutivo da Universidade de *Waterloo* não obtiveram registos de ondas transversais aos 7 dias de forma a evitar uma possível danificação.

Quadro 42.7 – G_{din} calculado a partir do ensaio com *bender elements* aos 7 dias

Designação do provete	Comprimento (mm)	Massa volúmica (kg/m^3)	Tempo de propagação das ondas transversais (μs)	Tempo de propagação corrigido (μs)	Velocidade de propagação das ondas transversais (m/s)	G_{din} (MPa)
V5%	136,08	1962	154,6	149,7	909	1622
V7%	136,22	1873	185,8	180,9	753	1061
V2%G	91,70	1861	180,5	175,6	522	508
V2%P	45,70	1861	77,8	72,9	626	730
V2%	136,68	1870	256,7	251,8	543	551
BE7%	144,18	1761	218,9	214,0	674	800
NC1%	145,90	1885	-	-	-	-
NC2%	145,70	1884	201,7	196,8	740	1033
NC3%	145,80	1887	153,9	149,0	979	1807

Os registos efectuados do tempo de propagação possuíram uma resolução mínima de 1 μs .

A velocidade de propagação dos provetes V2%G e V2%P sobressai novamente. Desta vez, a diferença foi esperada, pois semelhante comportamento foi verificado com o módulo de distorção dinâmico. Apesar de a diferença constar em apenas 25% - a variação para as ondas longitudinais foi de 36% - não é de forma alguma possível assemelhar estes dois provetes, que relembrando, resultaram do corte de um provete maior. Analogamente ao módulo de elasticidade dinâmico, o G_{din} aumenta com o grau de compactação explicado pela massa volúmica e com o teor em cimento

De forma a efectuar uma comparação entre os módulos de distorção e de elasticidade dinâmicos realizou-se uma normalização de todos os valores presentes no Quadro 42.8 comuns ao Quadro 42.1. Dividindo cada um dos módulos pelo valor máximo calculado correspondente ao provete V5% a análise pode ser efectuada com maior sensibilidade.

Quadro 42.8 – Variações percentuais aos provetes com os módulos máximos

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	Velocidade de propagação das ondas longitudinais (m/s)	Velocidade de propagação das ondas transversais (m/s)	E_{din} (MPa)	G_{din} (MPa)	E_{din}/E_{din} (%)	G_{din}/E_{din} (%)
V5%	1962	1453	909	4142	1622	100	100
V7%	1873	1212	753	2751	1061	66	65
V2%G	1861	831	522	1285	508	31	31
V2%P	1861	1037	626	2001	730	47	45
V2%	1870	862	543	1389	551	34	34
BE7%	1761	1059	674	1975	800	48	49
NC2%	1884	1158	740	2526	1033	61	64
NC3%	1887	1543	979	4493	1807	108	111

À excepção dos provetes NC2% e NC3%, as diferenças entre ambos módulos acompanham sensivelmente a diferença do mesmo parâmetro do provete de referência. Esta verificação reforça a suposição apresentada no ponto 3.3.3.4 de que a relação entre V_L^2 e V_S^2 é praticamente constante entre todos os provetes do solo em estudo.

Pela mesma razão apresentada no ponto 4.2.1.1, a amostra não é suficiente para elaborar um estudo averiguando, com exactidão, qual o aumento de rigidez transversal em função do teor em cimento e grau de compactação. A metodologia de Consoli *et al.* (2005) para estimar a carga de ruptura em função do parâmetro V_v/V_{ci} foi também aplicada no presente ponto para obter uma estimativa do módulo de distorção dinâmico para outras combinações de massa volúmica e teor em cimento. Salienta-se que o método, apenas pode ser aplicado para reduzidas quantidades de cimento. Aplicando as Equações 42.2 até à 42.7 foi construído o Quadro 42.9.

Quadro 42.9 – Cálculo do C_{iv} e porosidade

Designação do provete	Volume total (cm ³)	Massa volúmica das partículas sólidas da mistura (g/cm ³)	Índice de vazios	Porosidade	Volume de cimento (cm ³)	C_{iv}
V5%	538,77	2,730	0,56	0,36	16,13	0,0299
V7%	539,47	2,737	0,64	0,39	22,58	0,0419
V2%G	362,66	2,718	0,63	0,39	4,17	0,0115
V2%P	181,33	2,718	0,63	0,39	2,09	0,0115
V2%	540,99	2,718	0,64	0,39	6,45	0,0119
BE7%	573,57	2,737	0,74	0,42	22,58	0,0394

O parâmetro I_{VC} calculado pela Equação 42.7 relaciona a porosidade com o índice C_{iv} levantado a um expoente x que depende exclusivamente do solo. O valor de x obtido para o módulo de elasticidade dinâmico foi de 0,14. Defendendo as teorias apresentados Rios Silva *et al.* (2009), para o módulo de distorção dinâmico, o valor do parâmetro x para um melhor ajuste da dispersão G_{din} em função de I_{VC} e deveria constar no valor de 0,14 à semelhança do determinado para a explicação do módulo de elasticidade dinâmico.

Variando novamente os valores de x para um incremento de 0,01 entre 0,01 e 0,30 foram-se testando diversas equações potenciais de forma a obter um bom coeficiente de determinação. A Figura 42.8 exibe a variação do coeficiente de determinação da potência de regressão variando a constante x . A equação que melhor descreveu a variação do módulo de elasticidade dinâmico em função de I_{VC} foi o modelo potência, semelhante constatação foi descrita por Consoli *et al.* (2005) e Rios Silva *et al.* (2009). Como consequência não foi testado um ajuste diferente para o G_{din} explicado por I_{VC} .

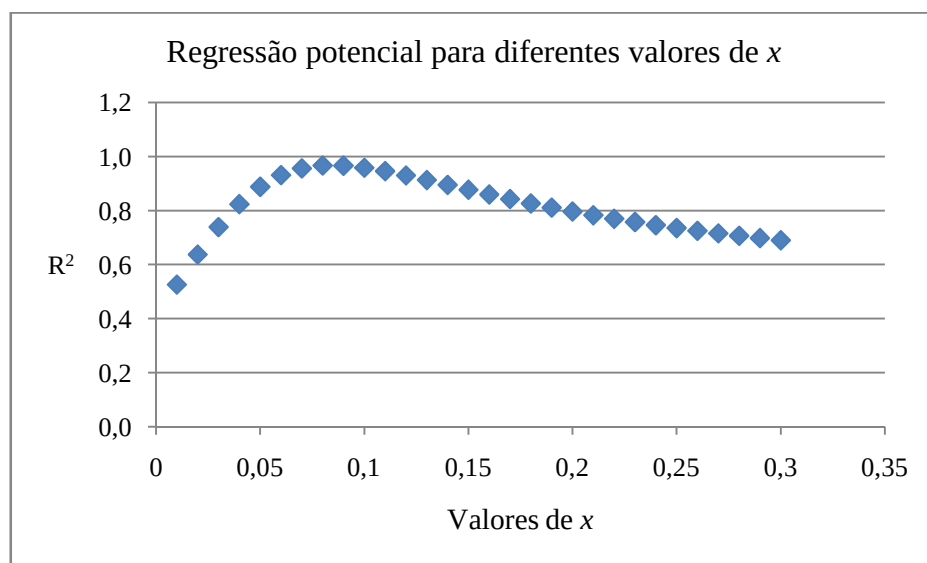


Figura 42.8 – Variação do coeficiente de determinação com a constante do solo x

Contrariamente ao esperado, o valor de x que maximiza o coeficiente de determinação não foi de 0,14 mas sim 0,08. G_{din} pode então ser escrito da forma da Equação 42.12 em função da porosidade, do parâmetro I_{VC} e da constante do solo x . O valor de x apesar de não depender do tempo está em função do parâmetro dinâmico a estimar. A equação que relaciona I_{VC} com o módulo de distorção dinâmico está escrita na Figura 42.9 juntamente com o seu coeficiente de determinação potencial.

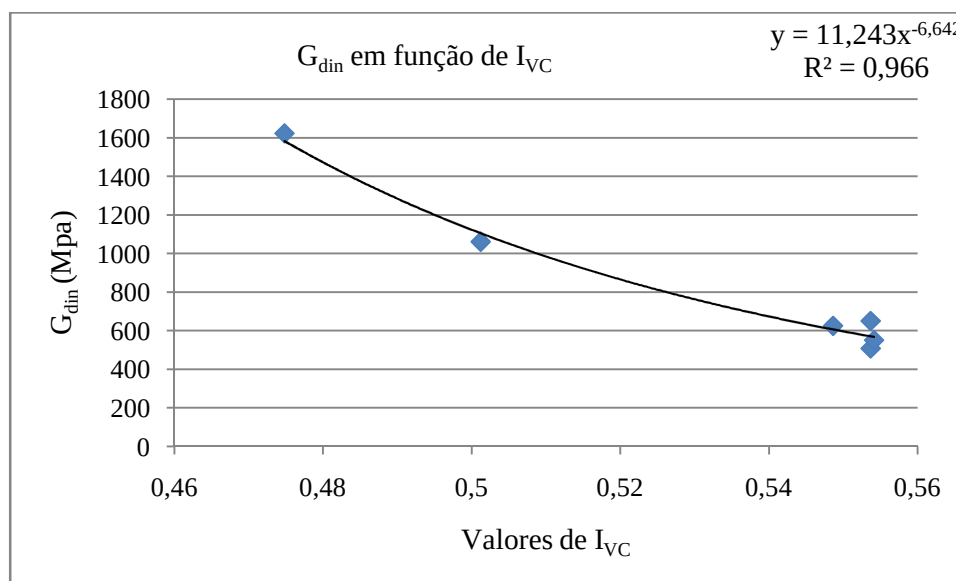


Figura 42.9 – G_{din} em função do parâmetro de I_{VC}

O coeficiente de determinação para este caso foi coincidente com o da primeira regressão efectuada para o módulo de elasticidade dinâmico e representa também um valor muito consistente. Esta representatividade permite escrever o valor de G_{din} na forma da Equação 42.12 com apenas 3% dos valores não explicados. A conclusão é semelhante à retirada para E_{din} , o módulo de distorção dinâmico para o solo-cimento depende essencialmente do teor em cimento e do índice de vazios.

$$G_{din} = 11,243 \times \left(\frac{\eta}{C_{iv}^{0,08}} \right)^{-6,642} \quad (42.12)$$

A análise da possível alteração do valor de x com o tempo foi estudada no ponto 4.2.1.1. Verificou-se uma não alteração do seu valor através de uma verificação aos 7 e aos 28 dias. Conclui-se que essa verificação não necessita de ser repetida para este caso. A equação para explicar o módulo de distorção dinâmico aos 28 dias pode ser calculada através de um procedimento igual ao descrito no ponto 4.2.1.1.

4.2.2.3 – Análise temporal da evolução do módulo de distorção dinâmico

O processo de cura do cimento tal como as perdas de água provocam alterações na rigidez transversal do solo-cimento à semelhança do que acontece com a rigidez longitudinal. Para avaliar o acréscimo temporal ao parâmetro módulo de distorção dinâmico registaram-se as velocidades das ondas transversais aos 7 e mais de 28 dias. Como a evolução temporal do G_{din} não se apresentou inicialmente como um objectivo do presente trabalho, não foram efectuadas leituras correspondentes a dias compreendidos no intervalo analisado. Evitando uma possível danificação dos provetes, estes permaneceram intocados e mantiveram-se a curar até aos 7 dias.

Os módulos de distorção dinâmicos foram calculados pela Equação 42.1. A câmara húmida onde permaneceram os provetes submetidos aos ensaios com *bender elements* foi a mesma onde estiveram os submetidos a ensaio com transdutores ultra-sónicos de compressão. Os resultados obtidos estão expostos no Quadro 42.10 juntamente com os registos directamente lidos do osciloscópio com uma resolução mínima de 1 μ s. Lamentavelmente, os provetes possuidores de registos para mais de 28 dias são apenas os que não foram destruídos pelas formas de acoplamento com abertura de sulcos nas faces. Assim, são efectivamente escassos os dados para extrapolação de conclusões.

Quadro 42.10 – G_{din} para provetes com mais de 28 dias de idade

Designação do provete	Comprimento (mm)	Massa volúmica (kg/m^3)	Tempo de propagação das ondas transversais (μs)	Tempo de propagação corrigido (μs)	Velocidade de propagação das ondas transversais (m/s)	G_{din} (MPa)
C2%	136,48	1857	212,3	207,4	658	804
C3%	136,68	2046	141,9	137,0	997	2035
V3%	136,74	2049	146,8	141,9	964	1904
C5%	135,92	1973	133,9	129,0	1053	2189
C7%	136,18	1878	162,0	157,1	867	1412

O momento que corresponde aos 28 dias dos provetes foi ultrapassado durante a estadia na Universidade de Waterloo. O laboratório em questão não possuía *bender elements* disponíveis para estes testes, não possibilitando os ensaios para a medição das velocidades de propagação das ondas transversais. Consciencializando os resultados anteriores, obtidos para o E_{din} , confirmou-se que o aumento de rigidez a partir dessa altura é praticamente imensurável, legitimando a analogia à mesma nomenclatura utilizada de 28 dias. A comparação não pode ser efectuada para os mesmos provetes pelas razões anteriormente descritas. No Quadro 42.10 verifica-se que provetes semelhantes apresentam diferenças de rigidez traduzidas pela grandeza módulo de distorção dinâmico.

Quadro 42.11 – Aumento da rigidez transversal em função do tempo de cura do cimento

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m^3)	G_{din} 28 dias (Mpa)	Designação do provete	Massa volúmica (kg/m^3)	G_{din} 7 dias (Mpa)
C2%	1857	804	V2%	1870	551
C3%	2046	2035	V2%G	1861	508
V3%	2049	1904	V2%P	1861	730
C5%	1973	2189	V5%	1962	1622
C7%	1878	1412	V7%	1873	1061

Os provetes C2%, C5% e C7% foram moldados de forma a aproximar tanto quanto possível a sua constituição aos provetes V2%, V5% e V7%, respectivamente. São por isso passíveis de serem comparados entre si. Os valores de G_{din} voltam a denotar-se muito consistentes, validando uma vez mais o ensaio com *bender elements*. Existe um progressivo aumento do módulo de distorção dinâmico verificado para os três casos comparáveis. A diferença nas massas volúmicas não foi suficiente para explicar a variação observada. Para perpetuar o estudo da variação temporal é necessária, apesar de pequena, a contabilização das alterações na massa volúmica. Para objectivar esta necessidade escolheu-se como provetes de referências, os que foram submetidos a ensaio aos 28 dias. Calcularam-se os desvios em termos percentuais das suas massas volúmicas para os provetes ensaiados aos 7 dias. De seguida, aplicaram-se os mesmos procedimentos para o G_{din} , tendo os provetes de referência permanecido os de 28 dias, calculou-se uma nova variação em relação aos restantes. De forma a evitar

confusões entre a nomenclatura dos provetes foi apagada a consoante que precede o índice que indica o teor em cimento dos provetes. O quadro seguinte mostra o resultado dos procedimentos descritos.

Quadro 42.12 – Variações da massa volúmica e G_{din} para os provetes ensaiados aos 7 e 28 dias

Designação do provete	Variação da massa volúmica (%)	Variação do G_{din} (%)
2%	-0,70	68,5
5%	0,56	74,1
7%	0,27	75,1

É interessante observar através da análise do Quadro 42.12 que existe uma ligeira dependência da variação do módulo de distorção dinâmico com a variação da massa volúmica. Apesar de a amostra ser consideravelmente pequena, pode ser induzido o comportamento de uma grandeza a partir da restante. Os valores com massas volúmicas menores induzem também menor rigidez. Um provete com um grau de compactação inferior demorará mais tempo a reclamar a sua resistência final do que um provete mais compactado, comparando com as mesmas percentagens de cimento. Os provetes com um menor índice de vazios, inversamente, têm uma hidratação mais rápida. Essa hidratação resulta num aumento do G_{din} num menor intervalo de tempo.

No ponto 4.2.4 será efectuado o estudo do coeficiente de *Poisson* dinâmico, calculado a partir de E_{din} e G_{din} , como foi realizado no capítulo das calibrações. Os valores do coeficiente de *Poisson* dinâmico são conhecidos no solo em questão e no cimento *Portland*. Esta prática permite a determinação de eventuais erros gerados por qualquer um dos procedimentos acusado por valores não convencionais do ν_{din} .

4.2.3 – ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS TRANSVERSAIS

A utilização deste equipamento não foi bem sucedida no Laboratório de Geotecnia da FEUP. As suas grandes vantagens em relação aos *bender extender elements* não puderam ser testadas. Como se trataram de transdutores antigos, algumas das suas componentes não apresentaram níveis de funcionamento adequados à medição das velocidades de propagação das ondas transversais. Foram realizadas inúmeras experiências na tentativa de obtenção de resultados. Os transdutores (*shear-plates*) foram ligados a sistemas de amplificação, condições que provaram não ser suficientes no âmbito de aumentar a capacidade de informação dos sinais recebidos.

Os sinais recebidos enquanto os provetes foram colocados entre os transdutores apresentaram constantemente as mesmas características. Tratou-se de um sinal raso, sem qualquer indicação de recepção de ondas de qualquer tipo. Apenas quando foram colocados os transdutores em contacto se verificou resposta por parte do receptor. Para uma janela de energia aberta na sua máxima resolução foram obtidos os resultados apresentados na Figura 42.10. O tempo de propagação demonstrado no canto superior esquerdo, em cor verde, da figura prova a natureza da medição.

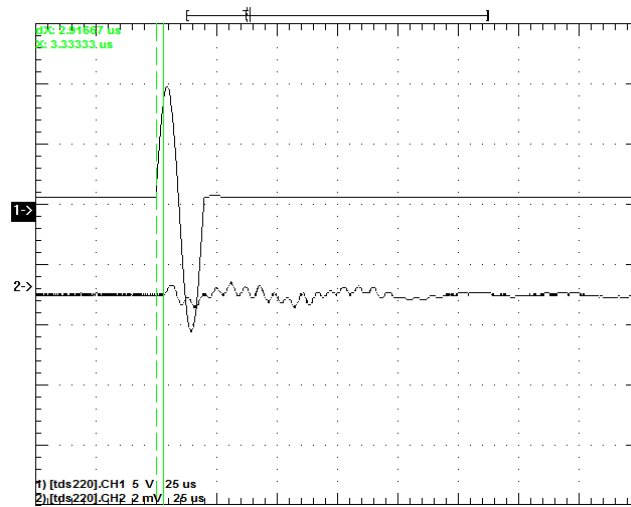


Figura 42.10 – Sinal obtido com os transdutores ultra-sónicos transversais em contacto

Apesar da clara falta de energia, o registo foi efectuado calculando 128 médias consecutivas. Esta informação permite concluir que não se trata de ruído, ou seja, existe propagação de ondas transversais entre os transdutores, sendo que esta se trata de uma propagação de muito baixa amplitude.

De forma a determinar se o problema da falta de amplificação se devia a um transdutor isolado, acrescentaram-se alguns testes. Através da utilização de um *bender element* como emissor, experimentaram-se os contactos com ambos os *shear-plates* funcionando como receptores. Verificou-se que apenas um do conjunto transdutores padecia de mau funcionamento. Como ambos não dispõem de qualquer referência escrita não é possível determinar qual dos dois não está apto para ensaio. No entanto, por análise da Figura 32.29 pode ser explicado qual o transdutor competente. Trata-se do que não possui a fita isoladora de cor preta na base do elemento.

Recentemente, foi adquirido no Laboratório de Geotecnia da FEUP um novo transdutor transversal de última geração modelo *NDT V1548®* e frequência nominal de 100 kHz fornecida pelo fabricante. Imediatamente foram realizados testes com o transdutor competente antigo e com transdutor recente. Verificou-se a melhor disposição do sistema e efectuaram-se as medições. Colocando o transdutor *NDT V1548®* como emissor e o remanescente como receptor, calculou-se um tempo de propagação das ondas transversais de 42,3 μ s numa barra de alumínio com altura não determinada. Aplicando a metodologia descrita no ponto 3.2.2, calculou-se o tempo de propagação das ondas longitudinais na mesma barra de alumínio. Como o atraso normal do sistema para os transdutores transversais não foi objecto de estudo, considerou-se um atraso semelhante ao calculado no método para a caracterização das ondas longitudinais na FEUP e igual a 1,4 μ s.

Os tempos de propagação das ondas longitudinais e transversais concluídos foram, 27,4 μ s e 41,9 μ s, respectivamente. A Equação 42.13 permite imediatamente determinar qual o coeficiente de *Poisson* dinâmico associado a tais velocidades.

$$v_{din} = \frac{1}{2} \times \frac{(d_s - 1,4)^2}{(d_L - 1,4)^2} - 1 \quad (42.13)$$

em que:

d_s é o tempo de propagação das ondas transversais não corrigido;

d_L é o tempo de propagação das ondas longitudinais não corrigido.

Substituindo ambas as variáveis pelos valores correspondentes 27,4 μs e 41,9 μs , v_{din} apresenta o valor 0,30. Relembrando, os valores deste parâmetro dinâmico fornecidos pela literatura para o alumínio encontram-se entre 0,30 e 0,33. Fica desta forma validado o primeiro teste efectuado com transdutores ultra-sónicos transversais.

Apesar de coroado de êxito, este ensaio pode ser melhorado aumentando a qualidade dos resultados obtidos. A chegada clara do sinal verificada no teste anteriormente descrito não deve deixar esquecida a amplitude observada. Apuraram-se energias muito baixas que, provavelmente, não seriam visíveis em materiais com maiores coeficientes de amortecimento e/ou menos rígidos, como é o caso do solo-cimento quando comparado com o alumínio. Em primeira instância, para aumentar a voltagem do sinal são necessários transdutores com sensivelmente a mesma frequência nominal, sendo que, o impulso aplicado aos provetes deverá consistir nessa mesma frequência. Este pormenor foi crucial na baixa amplitude verificada no teste com a barra de alumínio. Um dos transdutores possuía uma frequência nominal de 100 kHz enquanto o restante apenas 50 kHz. Em segundo lugar, é desejável a aplicação de um aumento de potência na fonte através de um sistema de amplificação.

Claramente, durante os testes não foram identificados sinais visíveis de ondas de compressão ou longitudinais. Esta observação vai de encontro com as críticas já apresentadas em relação aos *bender elements*, a geração das ondas de compressão é tanto mais pronunciada quanto maior for a dimensão de penetração do transdutor dentro do provete a ensaiar. Como os transdutores ultra-sónicos transversais não constituem qualquer invasão física nos provetes, os *shear-plates* revelam-se como um método de caracterização das ondas transversais manifestamente melhor que os seus “rivais” *bender elements*.

4.2.4 – SISTEMATIZAÇÃO DE RESULTADOS

Os resultados obtidos nos pontos 4.2.1 e 4.2.2 padecem de uma validação consistente, capaz de avaliar com a maior precisão possível os valores de E_{din} e G_{din} . Existem três formas principais de proceder a esta apreciação. Através dos procedimentos de calibração descritos no capítulo 3 verificaram-se que as velocidades de propagação das ondas longitudinais nos provetes de alumínio estavam de acordo com a literatura. O coeficiente de *Poisson* dinâmico determinado também se mostrou consonante com os resultados esperados. Se estas duas grandezas provaram consistência então, como consequência, o módulo de distorção dinâmico apresentou valores correctos. Os registos observados nos provetes de alumínio não são suficientes para efectuar uma extrapolação aos restantes materiais, em particular o solo-cimento. A segunda didáctica para apreciação da qualidade dos resultados foi anteriormente realizada e visou as repetidas recolhas de tempos de propagação. Um estudo da variação destes tempos em função do teor em cimento e índice de vazios, bem como a idade dos provetes sugere uma consistência dos valores obtidos. Por último, o presente ponto aplica a metodologia apresentada no capítulo da calibração. Através dos valores de E_{din} e G_{din} serão calculados os respectivos coeficientes de *Poisson* dinâmicos.

O Quadro 42.13 faz um resumo dos pontos anteriores explicando os valores de v_{din} para cada combinação dos módulos de distorção e elasticidade dinâmicos. Foram aproveitados os registos efectuados aos 7 dias. Apenas os provetes ensaiados comumente com transdutores ultra-sónicos e *bender elements* aos 7 dias podem constituir o quadro seguinte. Os valores do coeficiente de *Poisson* dinâmico foram calculados a partir da Equação 42.14.

Quadro 42.13 – Coeficientes de *Poisson* dinâmicos calculados a partir dos parâmetros de rigidez

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	E_{din} (MPa)	G_{din} (MPa)	ν_{din}
V5%	1962	4142	1622	0,28
V7%	1873	2751	1061	0,30
V2%G	1861	1285	508	0,26
V2%P	1861	2001	730	0,37
V2%	1870	1389	551	0,26
BE7%	1761	1975	800	0,23
NC2%	1884	2526	1033	0,22
NC3%	1887	4493	1807	0,24

$$\nu_{din} = \frac{E_{din}}{2 \times G_{din}} - 1 \quad (42.14)$$

O valor do coeficiente de *Poisson* dinâmico mais destacado é o do provete V2%P. Provavelmente trata-se de um valor não representativo. Sendo um provete de pequenas dimensões, os resultados poderão ter-se sido distorcidos pelos efeitos de vizinhança. Os tempos de propagação das ondas longitudinais e transversais são proporcionais às distâncias de propagação. Foi verificado que quanto menor for este comprimento mais precisa é a chegada das ondas. No entanto, um erro pequeno na determinação do instante de chegada das ondas revela uma maior variação nas velocidades de propagação em provetes mais pequenos, aumentando desta forma o erro associado. Adicionando um efeito ao outro, os resultados do provete V2%P, apesar de não representativos, são explicáveis.

Nos restantes provetes, os resultados são firmes e apresentam apenas ligeiras variações. Interiormente, estas variações apresentam-se correctamente padronizadas. Alguns efeitos surpreendentes fizeram-se notar. Relembrando os coeficientes de *Poisson* do solo e do cimento 0,30 a 0,35 e 0,20, respectivamente. Dever-se-iam esperar coeficientes de *Poisson* dinâmicos mais baixos para os provetes com mais elevados teores em cimento. Essa estimativa não foi verificada. Denotaram-se aumentos de ν_{din} com o aumento da quantidade cimento que constitui o provete, os provetes com a percentagem de 7%, tal como os ensaiados no ponto 3.3.2.7, apresentaram coeficientes de *Poisson* dinâmicos em valores próximos de 0,30 declarando uma grande consistência para este tipo de combinação de cimento e índice de vazios. Para os provetes com percentagens de cimento menores que 7% verificou-se que o efeito do índice de vazios é em grande escala mais pronunciado, sobrepondo-se ao efeito do intercepto coesivo. É evidente, pela análise do Quadro 42.13, que o coeficiente de *Poisson* dinâmico é proporcional ao grau de compactação.

A conclusão final pela análise dos resultados dita que: para baixos teores em cimento, ou seja, para solos melhorados com cimento, o coeficiente de *Poisson* dinâmico depende principalmente do grau de compactação. A relação V_L^2/V_S^2 apresenta-se constante para qualquer baixo valor de cimento desde que não se modifiquem os graus de compactação. A partir do momento em que a quantidade de cimento é suficiente, de forma a classificar o solo como um solo-cimento, o coeficiente de *Poisson*

dinâmico é directamente afectado, aumentando para valores próximos dos do betão e afastando-se dos valores baixos de v_{din} característicos do cimento isolado.

Os resultados obtidos estão de tal forma consistentes com as variações descritas no parágrafo anterior que permitem uma validação de todos os procedimentos. O cálculo das velocidades de propagação das ondas longitudinais e transversais apresentou bons resultados, caracterizando os principais parâmetros dinâmicos de um material.

4.2.5 – VARIAÇÃO DE RESULTADOS EM FUNÇÃO DA INCERTEZA, RESOLUÇÃO E SENSIBILIDADE

O Quadro 42.13 apresentou os resultados finais das medições realizadas. No entanto, existem inúmeros factores que podem afectar os mesmos resultados. As incertezas constituem um grande capítulo que engloba inclusivamente a resolução e a sensibilidade. Podem provir desde as medições dos comprimentos dos provetes, passando pelo tamanho dos cabos que constituem as ligações entre os diversos equipamentos. A indeterminação existente na escolha do instante de chegada numa onda prevalece como a principal fonte de incerteza e tem a particularidade de afectar cada um dos parâmetros dinâmicos calculados. Enquanto o coeficiente de *Poisson* dinâmico não depende da altura dos provetes nem da própria massa volúmica, os valores de E_{din} e G_{din} já demonstram variação com as imprecisões associadas à falta de resolução do paquímetro e das balanças.

Não é provável que todas as incertezas se manifestem no sentido de só reduzir ou só aumentar os valores dos parâmetros dinâmicos. O seu estudo deve ser avaliado separadamente atribuindo coeficientes de importância a cada uma das incertezas, à semelhança do que acontece no cálculo estrutural. A quantificação desses coeficientes excede amplamente o âmbito deste trabalho, serão apenas realizadas notas no sentido de apontar quais as manifestações de incerteza mais gravosas. Não deverão ser contabilizadas as variações do peso dos provetes em função da balança. A centésima de grama consiste numa resolução suficiente para não variar uma única unidade no valor da massa volúmica para provetes de solo-cimento com volumes comuns. A resolução do paquímetro de 0,02 mm permite a alteração da primeira casa decimal das velocidades de propagação das ondas em provetes com comprimentos ordinários, não sendo por isso necessária a sua contabilização.

O Quadro 42.14 ilustra a variação máxima para valores superiores e inferiores dos módulos de distorção e de elasticidade dinâmicos de cada um dos provetes. Os resultados apresentados foram conseguidos pela subtracção e adição da resolução aos tempos de propagação registados em ensaio. As resoluções mínimas utilizadas foram de 0,2 μ s e 1,0 μ s para as ondas longitudinais e transversais, respectivamente. Para melhor compreensão das variações foi considerado que todos os provetes foram ensaiados com a resolução mínima, apesar de alguns deles terem sido submetidos a melhores resoluções. As subtracções da resolução ao tempo de propagação resultam em valores de módulos de distorção e elasticidade dinâmicos, por serem proporcionais ao quadrado de velocidades de propagação, mais sensíveis que as adições de resolução. Inversamente, a adição da resolução provoca decréscimos nos parâmetros dinâmicos. Serão apenas apresentadas as variações calculadas aos 7 dias, estas serão menores que as calculadas aos 28 dias, uma vez que velocidades mais rápidas estão associadas a tempos de propagação menores e por isso susceptíveis de maiores erros relativos.

Quadro 42.14 – Módulos máximos e mínimos em função da resolução utilizada nos ensaios aos 7 dias

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	E_{din} (MPa)	E_{din} Máximo (MPa)	E_{din} Mínimo (MPa)	G_{din} (MPa)	G_{din} Máximo (MPa)	G_{din} Mínimo (MPa)
V7%	1873	2751	2761	2742	1061	1074	1050
V2%G	1861	1286	1291	1281	508	513	502
V2%P	1861	2002	2020	1984	730	752	712
V2%	1870	1388	1392	1385	551	555	547
BE7%	1761	1975	1981	1969	800	807	792
NC2%	1884	2528	2536	2520	1033	1043	1022
NC3%	1887	4494	4514	4476	1807	1831	1783
C3%	2046	3623	3637	3608	N/A	N/A	N/A
V5%	1962	4143	4161	4126			
V3%	2049	3653	3667	3638			
C7%	1878	2798	2808	2788			
C5%	1973	3943	3960	3927			

Para uma melhor interpretação da sensibilidade dos provetes a cada resolução utilizada, o Quadro 42.15 apresenta uma percentagem calculada a partir da diferença entre o valor do módulo máximo e o mínimo dividido pelos primeiros resultados obtidos.

Quadro 42.15 – Variações percentuais dos módulos em função da resolução utilizada nos ensaios

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	E_{din} (MPa)	E_{din}/E_{din} (%)	G_{din} (MPa)	G_{din}/G_{din} (%)
V7%	1873	2751	0,7	1061	2,2
V2%G	1861	1286	0,7	508	2,3
V2%P	1861	2002	1,8	730	5,5
V2%	1870	1388	0,5	551	1,6
BE7%	1761	1975	0,6	800	1,9
NC2%	1884	2528	0,6	1033	2,0
NC3%	1887	4494	0,8	1807	2,7
C3%	2046	3623	0,8	N/A	
V5%	1962	4143	0,9		
V3%	2049	3653	0,8		
C7%	1878	2798	0,7		
C5%	1973	3943	0,8		

Apesar da resolução na determinação da velocidade de propagação das ondas longitudinais ser cinco vezes superior à resolução das ondas transversais, as variações não apresentam percentualmente essas diferenças. Como já explicado, esse factor está directamente relacionado com o tempo de propagação que, quanto mais se exteriorizar, menor será a sensibilidade às baixas resoluções.

O coeficiente de *Poisson* dinâmico demonstrou-se como um valor mais delicado, pequenas variações na rigidez provocam grandes oscilações neste parâmetro mecânico. O Quadro 42.16 ilustra as modificações calculadas para o módulo de distorção dinâmico máximo e módulo de elasticidade dinâmico mínimo e vice-versa. A variação percentual foi obtida de forma idêntica à do resultado das variações apresentadas no Quadro 42.14. Os valores de v_{din} foram também calculados pela Equação 42.14.

Quadro 42.16 – Variações percentuais de v_{din} em função da resolução utilizada nos ensaios

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	v_{din}	v_{din} Mínimo	v_{din} Máximo	v_{din}/v_{din} (%)
V7%	1873	0,30	0,28	0,31	12,8
V2%G	1861	0,26	0,25	0,29	14,4
V2%P	1861	0,37	0,32	0,42	27,0
V2%	1870	0,26	0,25	0,27	10,1
BE7%	1761	0,23	0,22	0,25	13,0
NC2%	1884	0,22	0,21	0,24	14,7
NC3%	1887	0,24	0,22	0,27	18,1

Antagonicamente às afirmações que têm vindo a ser proferidas ao longo do trabalho, as variações verificadas no cálculo do coeficiente de *Poisson* dinâmico não permitem a validação dos resultados. Paradoxalmente aos acontecimentos apurados nas determinações dos módulos de distorção e elasticidade dinâmicos, em que as variações foram muito pequenas e perfeitamente enquadradas no âmbito da Engenharia Civil, o v_{din} não deve ser trabalhado como um parâmetro modelarmente confiável. Esta constatação vai de encontro aos estudos da teoria de erros, tema que sai fora do objecto do estudo.

Analisando o Quadro 42.16, a sua última coluna prescreve quais os valores que definitivamente não devem ser tidos em conta. A variação de 27,0% do provete V2%P, tal como esperado, é inaceitável. Esta característica faz prevalecer a capacidade que o cálculo do coeficiente de *Poisson* dinâmico tem para detectar valores discrepantes.

4.3 – ENSAIOS REALIZADOS NO GEOTECHNICAL NONDESTRUCTIVE LAB DA UOW

4.3.1 – ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS PARA CARACTERIZAÇÃO DAS ONDAS LONGITUDINAIS

4.3.1.1 – Cálculo dos tempos de propagação e respectivas velocidades

O decurso das calibrações ditaram que o melhor processo para a determinação dos tempos de propagação das ondas longitudinais é conseguido através da análise da função resposta de impulso do sistema transdutores mais provete, IRF_{TSR} . Os provetes designados para funções de ensaio de teste foram submetidos ao mesmo tratamento que os restantes. Assim, os provetes A1-7%, A2-7%, A3-7% e A4-7% juntaram-se aos seus homólogos C2%, C3%, C5%, C7% e V3%. A diferença entre estes conjuntos de provetes residuiu na idade a que foram ensaiados. O primeiro grupo relacionara-se com provetes com 14 dias ou ligeiramente mais, enquanto os provetes do segundo grupo encontravam-se com idades superiores a 28 dias aquando dos seus ensaios.

Os tempos de propagação foram obtidos a partir da IRF_{TSR} descontados do atraso calculado no ponto 3.3.2.4 (21 μ s). O Quadro 43.1 demonstra os resultados obtidos para cada provete. A velocidade de propagação das ondas longitudinais foi determinada pela Equação 28.1.

Quadro 43.1 – Tempos e velocidades de propagação das ondas longitudinais

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	Comprimento (mm)	Tempo de propagação das ondas longitudinais (μs)	Tempo de propagação corrigido (μs)	Velocidade de propagação das ondas longitudinais (m/s)
C2%	1857	136,48	152	131	1042
C3%	2046	136,68	110	89	1536
V3%	2049	136,74	110	89	1536
C5%	1973	135,92	102	81	1678
C7%	1878	136,18	118	97	1404
A1-7%	1991	215,00	141	120	1792
A2-7%	1878	171,32	136	115	1490
A3-7%	1894	113,16	96	75	1509
A4-7%	1887	56,68	60	39	1453

A comparação entre estas velocidades com as obtidas no Laboratório de Geotecnia da FEUP não deve ser realizada directamente. Condições como a humidade, temperatura e equipamentos são completamente diferentes. É suficiente a constatação que as velocidades expostas pelo Quadro 43.1 estão na mesma ordem de grandeza que as velocidades de propagação determinadas nos termos do ponto 4.2. O software *WaveBook* não é o mais indicado para análise das ondas segundo o método da chegada directa das ondas. A resolução 2 μs não confere os requisitos mínimos de confiabilidade, como prova o Quadro 43.2. No entanto, é ideal para a determinação das velocidades de propagação através do domínio das frequências.

O cálculo de um valor aproximado das velocidades de propagação das ondas longitudinais permite determinar os valores teóricos das frequências de ressonância no eixo principal de inércia do provete para cada modo. Posteriormente, a função resposta de frequência apresentará os valores reais desses mesmos modos de ressonância. Com a estimativa obtida anteriormente é possível correlacionar cada um dos modos com a realidade demonstrada pela FRF_s que possui uma resolução de 20 Hz. Efectuando o cálculo inverso, é possível determinar com exactidão qual a velocidade de propagação real das ondas longitudinais. Será demonstrado no ponto 4.3.1.3 que nem sempre é razoável utilizar esta metodologia na prática.

O quadro seguinte, à semelhança do que foi realizado no processo de calibração, calcula as variações de V_L em função da resolução.

Quadro 43.2 – Estudo de variação das velocidades de propagação em função da resolução

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	Velocidade de propagação das ondas longitudinais (m/s)	Velocidade de propagação máxima (m/s)	Velocidade de propagação mínima (m/s)	Variação $\frac{V_{L,max}-V_{L,min}}{V_L} \times 100$ (%)
C2%	1857	1042	1058	1026	3,1
C3%	2046	1536	1571	1502	4,5
V3%	2049	1536	1572	1503	4,5
C5%	1973	1678	1721	1638	4,9
C7%	1878	1404	1433	1376	4,1
A1-7%	1991	1792	1822	1762	3,3
A2-7%	1878	1490	1516	1464	3,5
A3-7%	1894	1509	1550	1470	5,3
A4-7%	1887	1453	1532	1382	10,3

Os provetes com menores dimensões provaram, uma vez mais, ter maior sensibilidade às resoluções que os provetes com maior comprimento. Elevados teores em cimento e massa volúmica fazem com que o tempo de propagação seja menor, ou seja, estes factores aumentam as incertezas associadas à resolução, à semelhança do que acontece com comprimentos de provetes menores.

No âmbito da Engenharia Civil é comum serem aceites variações até 10%. Até um valor de 5% essas mesmas variações são consideradas pouco relevantes. Respeitante a esses pressupostos revela-se imperativa a criação de um critério que determine qual a altura mínima dum provete a ensaiar, sendo que o valor deverá ter em conta o tipo da onda a caracterizar e o parâmetro I_{VC} que normaliza a quantidade de cimento e índice de vazios num único valor.

Os valores calculados no Quadro 43.2, exceptuando o provete A4-7%, apresentam valores de variação pouco relevantes. A subsequente verificação procura avaliar se a resolução do sistema de aquisição utilizado é suficiente para uma correcta caracterização das ondas longitudinais.

4.3.1.2 – Cálculo do módulo de elasticidade dinâmico

Pelas mesmas razões apresentadas no ponto 4.2.1.1 é imprescindível o cálculo do módulo de elasticidade dinâmico (E_{din}) ou máximo (E_0). O valor pode ser obtido pela Equação 42.1 e está directamente relacionado com o quadrado da velocidade de propagação das ondas longitudinais e é proporcional, linearmente à massa volúmica.

O Quadro 43.3 demonstra os módulos de elasticidade dinâmicos calculados através dos ensaios ultra-sónicos descontados do atraso calculado em 3.3.2.4 e igual a 21 μ s. Os provetes ensaiados possuem idades superiores a 28 dias, exceptuando os de teste. Em comparação às variações descritas no Quadro 43.2 são esperadas, para o E_{din} , variações mais sensíveis à resolução. As incertezas nos provetes A1-7%, A2-7%, A3-7% e A4-7% deverão apresentar valores inferiores devido à menor velocidade de propagação imposta pela cura incompleta do cimento que os constitui. No mesmo

quadro serão apresentados os valores do módulo de elasticidade dinâmico medidos no Laboratório de Geotecnia da FEUP. A classificação N/A (não aplicável) é reputada aos provetes que não possuem registos. As aproximações mais correctas ao E_{din} calculado na UoW são os valores verificados aos 28 dias.

Quadro 43.3 – Valores de E_{din} calculados a partir da IRF_{TSR} na Universidade de *Waterloo* e comparação com os valores obtidos no Laboratório de Geotecnia da FEUP

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	Velocidade de propagação das ondas longitudinais (m/s)	E_{din} calculado na UoW (MPa)	E_{din} calculado na FEUP (MPa)	Variação (%)
C2%	1857	1042	2016	2028	0,6
C3%	2046	1536	4825	5199	7,2
V3%	2049	1536	4837	4828	-0,2
C5%	1973	1678	5556	5568	0,2
C7%	1878	1404	3702	3685	-0,4
A1-7%	1991	1792	6391	N/A	
A2-7%	1878	1490	4167		
A3-7%	1894	1509	4313		
A4-7%	1887	1453	3986		

A análise do Quadro 43.3 é curiosa e remete para a Figura 42.5 onde foi observado um aumento da rigidez do provete C3% ao longo do tempo em relação ao V3%. Essa variação, que foi exaustivamente estudada no ponto 4.2.1.2, revela-se agora discutível. Uma vez que os ensaios na Universidade de *Waterloo* foram realizados utilizando um menor número de médias, os resultados obtidos pela FEUP são mais confiáveis. Os quatro registos temporais obtidos na FEUP aproveitando as 128 médias disponíveis reforçam a teoria da sua sustentabilidade.

Em relação ao critério que diferencia as ondas de compressão das ondas longitudinais, apresentado no ponto 2.7.1, o Quadro 43.4 evidencia os valores obtidos da razão entre o raio dos provetes com o comprimento de onda de excitação. O resultado da avaliação das duas hipóteses, com referência ao cumprimento daquele critério, aparece no Quadro 43.4 na forma de OK (o critério é cumprido) e KO (o critério não cumprido). O grau de cumprimento consiste na divisão do valor obtido pela relação $Raio/\lambda$ por 0,12. Valores menores ou iguais a 1 representam OK, e os remanescentes KO.

Quadro 43.4 – Verificação da conformidade do critério para subsistência das ondas longitudinais

Designação do provete	C2%	C3%	V3%	C5%	C7%	A1-7%	A2-7%	A3-7%	A4-7%
Diâmetro (mm)	71,34	70,98	70,93	70,94	70,95	71,00	70,98	70,94	70,96
Velocidade de propagação das ondas longitudinais (m/s)	1042	1536	1536	1678	1404	1792	1490	1509	1453
λ (mm)	20,8	30,7	30,7	33,6	28,1	35,8	29,8	30,2	29,1
$Raio/\lambda$	1,71	1,16	1,15	1,06	1,26	0,99	1,19	1,18	1,22
Teste de hipótese	KO	KO	KO	KO	KO	KO	KO	KO	KO
Grau de não cumprimento	14,3	9,6	9,6	8,8	10,5	8,3	9,9	9,8	10,2

O Quadro 43.4 anterior prova que nenhum dos provetes assim ensaiado cumpre o critério estabelecido para reconhecimento de que se dá propagação de ondas longitudinais. Para além dessa constatação, segundo o mesmo critério, as ondas determinadas trata-se indubitavelmente de compressão. É de esperar que entre valores limites do quociente $Raio/\lambda$, correspondentes a valores de V_P e V_L “puros”, exista uma zona de indefinição na qual os valores das velocidades estejam compreendidas entre aqueles, não devendo ser atribuídos a V_P ou V_L . O significado destes resultados remete para o Quadro 43.3 no qual os valores calculados para módulo de distorção dinâmico são relegados para módulo confinado dinâmico, uma vez que para valores de $Raio/\lambda$ maiores que 1,12, a presença de ondas de compressão é evidente segundo Khan *et al.* (2007). Também pela análise do Quadro 43.4 constata-se que o grau de não cumprimento do critério é inversamente proporcional à velocidade de propagação das ondas sísmicas que percorrem o provete.

4.3.1.3 – Cálculo das frequências de ressonância

A análise das frequências de ressonância é concebida através do cálculo da FRF_S como está explicado no ponto 3.3.2.6 segundo os três métodos. A Figura 33.27 acima apresentada explica como foi montado o sistema para a imposição do terceiro método num provete de PVC. Urge a realização da transposição para um provete de solo-cimento. De modo a evitar as reflexões em fronteiras rígidas descritas no ponto 2.8.3.3, foi necessário estabelecer um paralelismo às aplicações na calibração. Com uma serra giratória lubrificada foi cortado e retificado um disco de solo-cimento com 7,27 mm. Através da colocação desse mesmo disco entre os transdutores, obteve-se a FRF que foi conotada como FRF_{TR} . Aquando da colocação do provete em moldes de ensaio, o disco de solo-cimento foi colado aos transdutores por um sistema de criação de *vacuum* imposto pelo *high vacuum grease*. O resultado do cálculo da função resposta de frequência do provete com os transdutores mais o disco passou a ser designado por FRF_{TSR} . Por último, o cálculo da FRF_S fez-se aplicando a Equação 33.9. A Figura 43.1 expõe o sistema base adoptado para os ensaios dos provetes de solo-cimento para o cálculo da FRF_S através do terceiro método.



Figura 43.1 – Sistema adoptado para o cálculo da FRF_S pelo terceiro método: a) FRF_{TR} ; b) FRF_{TSR}

Tal como clarificado no ponto 3.3.2.7, não foi apurado um método melhor que os restantes. A decisão passou pela adopção das três metodologias disponíveis. De seguida, aplicando uma análise de sensibilidade, seriam determinadas as estimativas das frequências de ressonância reais do provete. Para uma melhor evidência da junção dos três métodos, foi elaborado um novo programa de computador, desta vez menos complexo, que permitiu a reunião dos resultados dos três métodos num único gráfico. A Figura 43.2 exhibe um exemplo do resultado desse programa. A vibração utilizada foi uma sinusóide de 50 kHz.

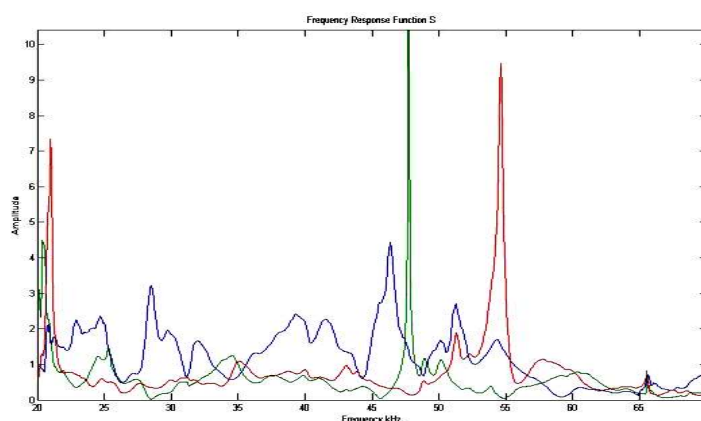


Figura 43.2 – Junção dos três métodos que permitem o cálculo da FRF_S

Na cor azul está representada a função resposta de frequência do provete calculada pelo terceiro método, a vermelho pelo segundo método, por último, o primeiro método é representado pela cor verde.

As funções resposta de frequência não podem ser avaliadas sem informação prévia sobre os provetes. Massa volúmica, comprimento e velocidades de propagação das ondas longitudinais são alguns dos dados necessários para o procedimento de avaliação da FRF_S . Do ponto 4.3.2.1 foram retiradas as velocidades de propagação das ondas de compressão. Como estas foram calculadas a partir de resoluções e sensibilidades muito adequadas, poder-se-á concluir que a sua variação é muito pequena e, por isso, muito confiável. Variando o coeficiente de *Poisson* dinâmico entre 0,00 e 0,50 calculou-se pela Equação 43.1 o intervalo de valores expectáveis para as velocidades de propagação das ondas longitudinais. O exercício resultou numa velocidade de propagação nula para um coeficiente de *Poisson* dinâmico igual a zero e uma equivalência com a velocidade de propagação das ondas de compressão, para um coeficiente de 0,50.

$$V_L = \sqrt{\frac{V_P^2 \times (1 + \nu_{din})(1 - 2\nu_{din})}{1 - \nu_{din}}} \quad (43.1)$$

No Quadro 43.5 são apresentadas as frequências de ressonância dos provetes de solo-cimento, para os primeiros 20 modos, obtidas pela via analítica arredondadas para múltiplos de 20 Hz (não é necessário um valor de arredondamento menor, pois 20 Hz corresponde à resolução das funções resposta de frequência). Os resultados do Quadro 43.5 são resultado da aplicação da Equação 43.2 (Graff, 1991).

$$f_n = \frac{n \times V_L}{2L} \quad (43.2)$$

Quadro 43.5 – Frequências de ressonância longitudinais teóricas para os diversos provetes

Frequências		Modos									
		1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Provetes	A1-7%	4160	8340	12500	16660	20840	25000	29160	33340	37500	41660
	A2-7%	4340	8680	13020	17360	21700	26040	30380	34720	39060	43400
	A3-7%	6700	13400	20100	26800	33520	40220	46920	53620	60320	67020
	A4-7%	12860	25700	38560	51420	64260	77120	89980	102820	115680	128540
	C2%	3820	7620	11440	15260	19060	22880	26700	30520	34320	38140
	C3%	5620	11220	16840	22440	28060	33680	39280	44900	50500	56120
	C5%	6180	12360	18540	24720	30900	37080	43260	49440	55620	61800
	C7%	5140	10280	15440	20580	25720	30860	36000	41160	46300	51440
	V3%	5620	11220	16840	22440	28060	33680	39280	44900	50500	56120

Frequências		Modos									
		11	12	13	14	15	16	17	18	19	20
Provetes	A1-7%	45840	50000	54160	58340	62500	66660	70840	75000	79160	83340
	A2-7%	47740	52080	56420	60760	65100	69440	73780	78120	82460	86800
	A3-7%	73720	80420	87140	93840	100540	107240	113940	120640	127340	134040
	A4-7%	141380	154240	167100	179940	192800	205660	218500	231360	244220	257060
	C2%	41960	45760	49580	53400	57200	61020	64840	68640	72460	76280
	C3%	61720	67340	72960	78560	84180	89780	95400	101020	106620	112240
	C5%	67980	74160	80340	86520	92700	98880	105060	111240	117420	123600
	C7%	56580	61720	66880	72020	77160	82300	87440	92600	97740	102880
	V3%	61720	67340	72960	78560	84180	89780	95400	101020	106620	112240

Os vinte modos apresentados no quadro anterior são necessários para comprovar a não existência de quaisquer frequências de ressonância longitudinais teóricas não calculadas dentro da gama de

frequências analisada (20 kHz até 70 kHz). O provete C2% apresenta um progresso mais lento de frequência em função do modo. Os valores resultantes aparecem no intervalo analisado a partir do segundo modo, sendo que o último modo do mesmo intervalo corresponde ao décimo nono do provete C2%.

O Quadro 43.6 ostenta as frequências de ressonância longitudinais extraídas da criteriosa análise de sensibilidade das funções resposta de frequência do provete utilizando os três métodos. Apenas serão apresentadas as frequências de ressonância compreendidas entre o intervalo 20 kHz e 70 kHz e próximas dos valores obtidos no Quadro 43.5 à semelhança do que aconteceu durante os processos de calibração.

Quadro 43.6 – Frequências de ressonância longitudinais calculadas a partir da FRF_S

Frequências (kHz)								
A1-7%	A2-7%	A3-7%	A4-7%	C2%	C3%	C5%	C7%	V3%
21,61	20,76	21,51	20,39	20,46	20,02	21,93	21,33	20,16
22,34	21,49	21,62	27,45	22,61	26,12	24,72	21,46	21,10
24,30	22,71	28,13	28,53	22,93	27,18	25,75	22,21	31,80
25,27	24,54	34,12	29,38	26,61	33,14	26,70	22,49	33,68
29,18	28,20	35,81	30,00	36,10	34,65	28,71	23,84	33,85
31,50	29,43	37,67	35,25	37,40	34,72	32,11	24,79	34,09
33,58	31,26	38,06	37,44	37,42	35,30	32,52	28,50	34,87
39,56	32,84	38,82	39,95	38,37	36,40	36,79	34,63	35,11
42,61	38,22	39,75	41,28	42,92	36,81	45,99	36,15	44,90
43,10	39,68	41,38	42,47	49,54	39,31	49,44	49,51	47,48
48,60	41,39	46,92	42,62	49,82	45,40	52,73	49,60	48,68
49,21	42,86	52,87	46,30	51,22	46,27	55,62	49,77	50,50
51,04	43,59	56,67	51,38	52,03	48,82	57,05	56,58	64,19
52,50	47,37	62,95	53,23	54,10	48,98	57,33	64,13	64,19
54,09	48,60		61,53	54,35	52,14	61,89	65,29	65,96
55,06	49,57		64,68	55,50	52,15	66,72	65,60	66,96
63,25	53,30		66,27	62,48	52,39	68,57	68,08	
	50,92				57,84			
	54,21				60,49			
N/A	55,07	N/A	N/A	N/A	61,54	N/A	N/A	N/A
	65,32				68,29			
	66,54				N/A			

A cada pico da função resposta de frequência do provete corresponde uma frequência que é lida no eixo das abcissas. Dos valores inferidos do Quadro 43.6 interessa proceder a uma separação. O critério escolhido visou o estabelecimento de um intervalo admissível para o coeficiente de *Poisson* dinâmico entre 0,10 e 0,50. Assim, os valores das velocidades de propagação das ondas longitudinais apenas podem variar entre $0,68V_p$ e V_p . Como a distância de propagação é constante e corresponde ao comprimento do provete, a relação anterior pode ser simplificada em função do tempo de propagação da onda de compressão que pode variar entre $0,68t_L$ e t_L , em que t_L é o tempo de propagação das ondas longitudinais. O resultado final desta simplificação, na forma paramétrica, é apresentado na seguinte expressão:

$$t_L \geq t_p \wedge t_L \leq 1,47t_p \quad (43.3)$$

O tempo de propagação máximo das ondas de compressão foi registado no provete C2%, como se explica no ponto 4.3.2.1, e assumiu o valor de aproximadamente 117 μ s. Obedecendo ao critério imposto pela Equação 43.3, o tempo de propagação das ondas longitudinais pode estender-se até ao valor 173 μ s, na pior das situações e para o critério conservador escolhido. A diferença de 56 μ s transposta para o domínio das frequências significa exactamente 280 Hz. Conclui-se então que todos os valores fora do intervalo 560 Hz centrado na frequência de ressonância longitudinal teórica calculada não são representativos. A simplificação efectuada pelo Quadro 43.6, agora descrita, está exposta no Quadro 43.7.

Quadro 43.7 – Valores das frequências de ressonância longitudinais credíveis pela análise da *FRF_s*

Frequências (KHz)								
A1-7%	A2-7%	A3-7%	A4-7%	C2%	C3%	C5%	C7%	V3%
31,50	21,49	46,92	51,38	22,93	39,31	24,72	36,15	33,68
33,58	65,32			26,61	61,54	49,44	56,58	33,85
54,09				49,54		55,62		44,90
N/A	N/A	N/A	N/A	49,82	N/A	N/A	N/A	50,50

Nos provetes em que apenas foi registado um valor credível, a aplicação da Equação 33.14 pode não conduzir a bons resultados. É conveniente trabalhar com dois ou mais valores de forma a verificar uma diferença entre modos de ressonância consecutivos constantes. Através dos cálculos efectuados anteriormente é possível associar cada uma das frequências do Quadro 43.7 a um modo de ressonância. No provete C2% define-se a frequência 22,93 kHz para o sexto modo e a frequência de 26,61 kHz para o sétimo. A diferença entre as duas é igual a 3,68 kHz. O décimo terceiro modo corresponde apenas a uma das duas restantes frequências apresentadas no Quadro 43.7. A permanência de um constante aumento da frequência directamente proporcional ao modo põe em causa o valor de 49,82 kHz. O intervalo entre cada modo de ressonância é calculado pela média das diferenças de cada modo registado no Quadro 43.7. Esta abordagem de cálculo não permite identificar valores para esse intervalo nos provetes A3-7% e A4-7%.

O Quadro 43.8 exhibe as velocidades de propagação das ondas longitudinais estimadas pelo método do cálculo das frequências de ressonância. Os módulos de elasticidade daí resultantes não serão apresentados. No entanto, o procedimento para a sua determinação recai na mesma prática explicada no ponto 4.3.1.2.

Quadro 43.8 – Velocidade de propagação das ondas longitudinais em função das FRF_S

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m^3)	Comprimento (mm)	Diferença entre modos (kHz)	Velocidade de propagação das ondas longitudinais (m/s)
C2%	1857	136,48	3840	1048
C3%	2046	136,68	5840	1596
V3%	2049	136,74	5680	1553
C5%	1973	135,92	6220	1691
C7%	1878	136,18	5320	1449
A1-7%	1991	215,00	3880	1668
A2-7%	1878	171,32	4020	1377

Os resultados obtidos revelam-se de muito grande consistência. Em primeiro lugar, aproximam-se dos valores calculados no Laboratório de Geotecnia da FEUP por valores superiores. Este facto era esperado devido ao processo contínuo da hidratação do cimento, que embora lento, provoca ligeiras alterações na rigidez dos provetes. Os valores assinalados no ponto 4.3, para o mesmo tipo de ensaio, foram calculados com recurso a melhores resoluções. Quando se verifica a tendência dos valores adquiridos na UoW se aproximarem dos calculados anteriormente, fortalece-se a robustez do método. O facto do provete A2-7% apresentar uma velocidade de propagação das ondas longitudinais mais reduzida em relação ao C7% deve-se à sua idade mais tenra. Uma vez que os resultados estão de acordo com o que anteriormente foi calculado, parece evidente que a regressão E_{din} em função de I_{VC} representaria um bom ajuste das características dos provetes.

Apesar dos bons resultados obtidos, o processamento dos pontos futuros será efectuado através dos dados do ponto 4.3.1.1, onde os valores dos módulos de elasticidade dinâmicos foram calculados através da inversão da função resposta de frequência do sistema.

4.3.1.4 – Avaliação da dispersão do solo-cimento

Na aplicação do segundo método para a determinação da função resposta de frequência do provete em questão, foram testadas as avaliações de fase. O presente ponto é determinante para a validação de todos os ensaios efectuados no decorrer deste trabalho. Inúmeros estudos e artigos na mecânica dos solos basearam os seus trabalhos no pressuposto de que a muito pequenas deformações (10^{-6}) o solo denotava um comportamento perfeitamente linear elástico. Com o objectivo do estudo das velocidades de propagação das ondas longitudinais através da análise de dispersão, apresentada no ponto 2.8.5.3, foram obtidos resultados curiosos. A Equação 43.4 e seguintes procuram explicitar o cálculo efectuado para determinar as velocidades de fase.

$$V_{ph} = \frac{2\pi \cdot f \cdot L}{\Delta\phi} \quad (43.4)$$

em que:

V_{ph} é a velocidade de fase aparente (m/s);

f é a frequência correspondente a cada ponto da FRF_S ;

L é o comprimento do provete;

$\Delta\phi$ é a diferença de fase de cada ponto da FRF_S .

$$\Delta\phi = \tan^{-1} \left(\frac{\text{imag}(FRF_S)}{\text{real}(FRF_S)} \right) \quad (43.5)$$

Dos 2500 pontos disponíveis na FRF_S , são aferidas 2500 velocidades de fase. O quociente deste valor por 2π resulta na velocidade de propagação das ondas longitudinais. Salienta-se que a FRF_S possui uma parte real e outra imaginária de igual extensão. As funções resposta de frequência do provete apresentadas em diversas figuras, significam apenas a parte real dessa função, obtida pelo operador módulo. A Figura 43.3 representa o resultado característico de um processo de tratamento do sinal pelas Equações 43.4 e 43.5. A vibração utilizada foi um impulso sinusoidal com 50 kHz.

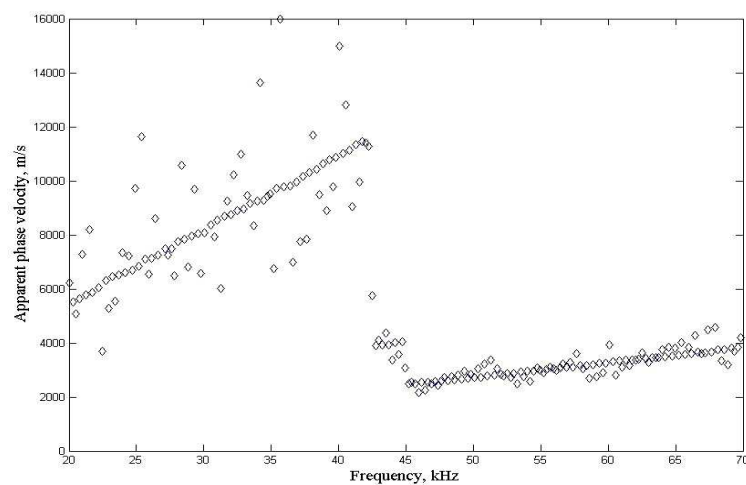


Figura 43.3 – Velocidades de fase aparentes do provete C7%

Existe um aumento aproximadamente não linear da velocidade de fase em função da frequência de excitação. Esta característica é normalmente associada a materiais viscoelásticos. A descontinuidade do gráfico da Figura 43.3 no intervalo de frequências entre 40 kHz e 45 kHz deve-se, provavelmente, à segunda chegada das ondas longitudinais no receptor ultra-sónico. Num regime perfeitamente elástico, o tempo da segunda chegada da onda, após reflexão no topo “emissor” do provete e retorno ao topo “receptor”, bem como a velocidade de propagação acusada, deveriam constar num valor três vezes menor, uma vez que a velocidade de fase se mantém constante mas a distância de propagação triplica.

Visando a aferição desta nova possibilidade (o solo-cimento possuir um comportamento viscoelástico), realizaram-se novos ensaios e tratamento de resultados. Os provetes de solo-cimento foram novamente submetidos aos testes com transdutores ultra-sónicos de compressão. No entanto, para o novo teste, desta vez, calcularam-se intervalos curtos de médias. Registaram 64 ensaios com quatro médias cada, ilustrando a Figura 43.4 o resultado deste procedimento. Os restantes gráficos são apresentados em anexo, indexados aos respectivos provetes.

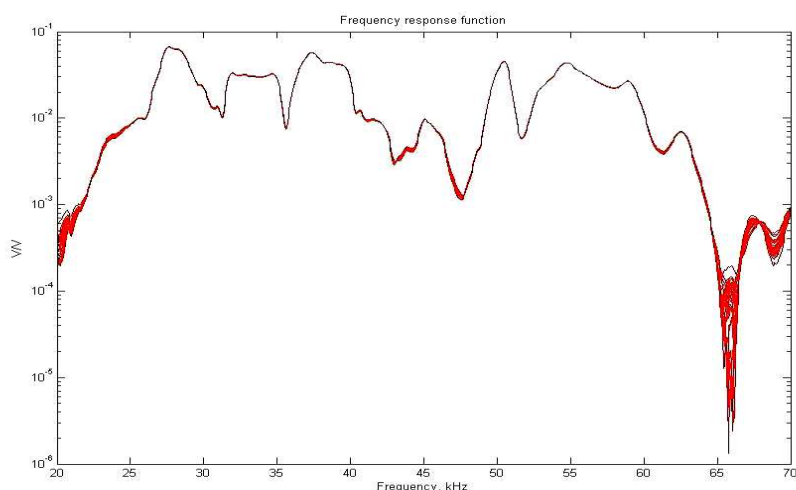


Figura 43.4 – Funções resposta de frequência do provete de um provete de solo-cimento sobrepostas

Foi observado uma perda de amplitude da FRF_s ao longo de cada ensaio. A curva apresentou-se cada vez menos amplificada de ensaio para ensaio. Este acontecimento é um forte indicador de perda de rigidez virtual do material. Uma vez que os transdutores ultra-sónicos de compressão funcionam em ambos os sentidos mas o provete apenas funciona como uma escora, recebendo unicamente os esforços de compressão, pode ser induzido o fenómeno de ganho de ductilidade aparente à compressão. Este comportamento, com elevado grau de complexidade, é comum aos materiais viscoelásticos. Os impulsos provocam deformações de trajetória histerética (considerando o meio dispersivo). Se um impulso for realizado num dos ramos ascendentes do laço provocado pelo impulso anterior, a consequência traduzir-se-á numa queda de rigidez, que poderá provocar o decréscimo de amplitude demonstrado pela Figura 43.4. Estes factores indicam fortes indícios da fraqueza de toda a sustentabilidade teórica em que estes ensaios se baseiam. A fadiga do solo-cimento verificada para a frequência de 66 kHz reduz a amplitude do sinal mais de 100 vezes. Trata-se de um valor de tal forma elevado que não pode ser imputado aos erros do método, equipamento ou operador.

As primeiras críticas apontadas à Figura 43.3 baseiam-se na possibilidade da variação não linear da velocidade de fase ser uma consequência de várias frentes de ondas geradas pelo mesmo impulso. Esta hipótese não possui fundamento, pois os valores máximos apresentados pela curva de dispersão são muito superiores aos valores esperados de propagação das ondas longitudinais. A velocidade de fase máxima apresentada na Figura 43.3 é aproximadamente de 11500 m/s, sendo que se dividida por 2π , obtém-se o valor de 1830 m/s. Esta velocidade de propagação encontra-se distante da anteriormente medida através dos ensaios com transdutores ultra-sónicos que corresponde a 1404 m/s. A variação de 30% não é de forma alguma aceitável e não houve, em ensaio algum, registos de velocidades que apresentassem variações desta ordem de grandeza. O raciocínio efectuado permite concluir que a velocidade de 1830 m/s não corresponde a uma segunda ou terceira frente de onda gerada pelo mesmo impulso. Estas apresentariam velocidades de propagação menores, uma vez que o parâmetro L da Equação 43.4, representativo da distância de propagação, foi mantido como constante (o comprimento do provete).

Estes dois ensaios representados pelas Figuras 43.3 e 43.4 não permitem distinguir se o modelo comportamental do solo-cimento segue uma lei viscoelástica ou viscoelastoplástica, mas permitem aferir com fortes possibilidades que o solo-cimento não se comporta como um material elástico para a gama de deformações 10^{-6} . Eventualmente, o solo-cimento poderá ser equiparado a um meio elástico

para deformações ainda menores. No entanto, qualquer estudo para essa ordem de grandeza será afectado pelo simples movimento do ar que provoca deformações nos provetes em valores de 10^{-7} .

4.3.1.5 – Avaliação do coeficiente de amortecimento

Numa estrutura submetida a acções dinâmicas, a correcta determinação do coeficiente de amortecimento, simbolizado por ξ , constitui um factor determinante. Este parâmetro está directamente relacionado com a carga cíclica que o material suporta. Valores elevados de coeficientes de amortecimento fazem com que o meio de propagação dissipe mais rapidamente a energia que lhe foi transmitida. Inversamente, valores baixos do mesmo parâmetro provocam menores decrementos temporais de dissipação de energia. Perante a última situação, o material permanece estável durante mais ciclos de deformação. Consequentemente, a acção do fenómeno de fadiga promove-se mais preponderantemente para os materiais com valores pequenos de coeficiente de amortecimento. É desejável que valores nobres do parâmetro mecânico estejam associados a baixos níveis de plasticidade para que a absorção de energia no material não se traduza em deformações permanentes progressivas.

A Figura 43.5 e as equações subsequentes demonstram como é efectuado o cálculo do coeficiente de amortecimento segundo Graff (1991). Apesar das inúmeras doutrinas existentes, como por exemplo o método de *Prony*, a proposta apresentada consiste na mais universalmente aceite.

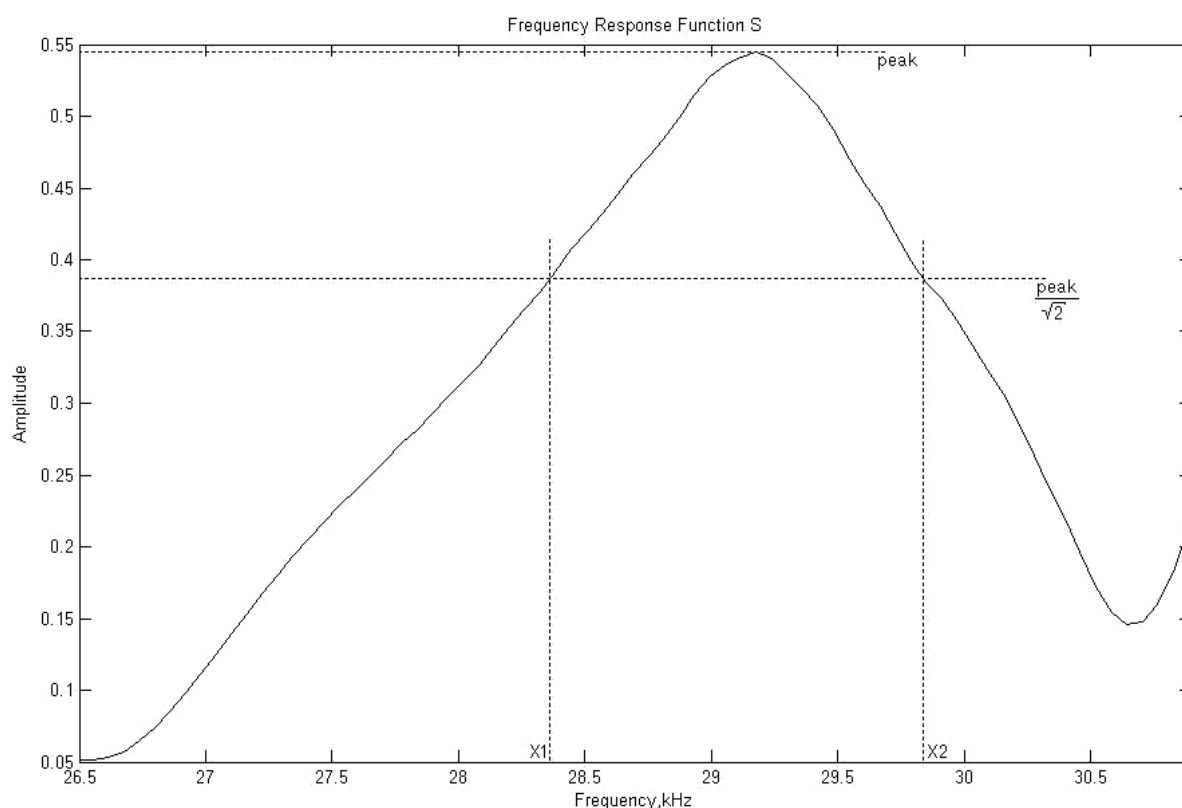


Figura 43.5 – Demonstração dos valores de Y , $Y/\sqrt{2}$, $X1$ e $X2$ necessários para a determinação do ξ

Também este método tem limitações. O valor de Y (*peak*) deve ser maior do que a unidade de *volt*. Se tal não acontecer, os valores de $X1$ e $X2$ não são representativos devido à sobreposição com abatimentos de outras frequências de ressonância. A lacuna do método pode ser facilmente resolvida através da implementação de um sistema que forneça mais energia ao provete. O método também exige mecanismos que permitam o cálculo da FRF_S que estão descritos no ponto 3.3.2.5. Para análise

de ξ , a função resposta de frequência do provete não pode estar normalizada; esta condicionante oculta, por vezes, modos de ressonância de menor proeminência.

Os coeficientes de amortecimento são calculados a partir da seguinte expressão:

$$\xi = \frac{X2 - X1}{2 \cdot f_i} \times 100 \quad (43.6)$$

em que:

$X1$ e $X2$ estão representados no gráfico da Figura 43.5;

f_i é a frequência de ressonância, o valor da abcissa de FRF_S para a ordenada Y ;

ξ é o coeficiente de amortecimento.

No exemplo ilustrado na Figura 43.5 o coeficiente de amortecimento é igual a 0,26%, o que no âmbito da mecânica dos solos, corresponde a um amortecimento baixo para solos cimentados.

Gráficos mais abatidos na função resposta de frequência do provete induzem maiores coeficientes de amortecimento e vice-versa. No Quadro 43.9 apresentam-se os valores de ξ obtidos para cada um dos nove provetes onde foram calculadas as FRF_S . No mesmo quadro, apresentam-se as amplitudes máximas verificadas juntamente com o valor em Hz da frequência de ressonância respectiva. Apenas serão apresentados os valores de coeficiente de amortecimento menos elevados de cada um dos provetes, desde que a amplitude respectiva ocupe valores superiores a 1 V.

Quadro 43.9 – Coeficientes de amortecimento em função do provete

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	Amplitude máxima (V)	Frequência de ressonância (Hz)	X1 (Hz)	X2 (Hz)	Coeficiente de amortecimento (%)
C2%	1857	1,2784	22036	21973	22162	0,43
C3%	2046	0,8910	21492	N/A	N/A	N/A
V3%	2049	4,3320	55915	55324	56608	1,15
C5%	1973	1,2784	29362	28576	30149	2,68
C7%	1878	1,4104	55366	54964	55782	0,74
A1-7%	1991	1,2196	55060	54837	55376	0,49
A2-7%	1878	1,3411	55244	54881	55553	0,61
A3-7%	1894	1,1979	29117	28884	29358	0,81
A4-7%	1887	11,6500	27530	27414	27756	0,62

O estudo dos coeficientes de amortecimento mais elevados não foi possível, uma vez que os valores de Y que maximizam as diferenças entre as frequências $X2$ e $X1$ na função resposta de frequência do provete se encontram em amplitudes menores que a unidade.

Os valores representados no Quadro 43.9 são coerentes. Apresentam aproximadamente a mesma ordem de grandeza para os provetes C7%, A1-7%, A2-7%, A3-7% e A4-7%, que foram moldados visando a obtenção de características semelhantes. Os coeficientes de amortecimento mais elevados verificaram-se nos provetes C5% e V3% que possuem teores em cimento intermédios e compactações

elevadas. A amplitude inferior à unidade do provete C3% impossibilitou a aferição das frequências X2 e X1. No entanto, os resultados obtidos para os provetes, seus semelhantes, levam à assumpção da possibilidade de obtenção de um valor, que representaria um dos mais elevados do Quadro 43.9. Os resultados obtidos revelam um aumento exponencial dos coeficientes de amortecimento em função do aumento da velocidade de propagação das ondas longitudinais, já que os provetes C5% e V3% apresentaram a maior destas velocidades.

Para determinar uma possível lei que explique a variação dos coeficientes de amortecimento em função da frequência de excitação foram estudados mais alguns dados. Escolheu-se o provete que apresentou uma função resposta de frequência mais sinuosa, multiplicaram-se todos os valores da amplitude máxima da mesma função por um factor de dez (de forma a impedir qualquer frequência de ressonância inferior a 1 V). De seguida, interpolaram-se linearmente todas as amplitudes representantes de cada pico num intervalo entre 1 e 10. A base do pico foi amplificada em 100% e o topo em 1000% e os valores intermédios da amplitude foram amplificados pelos respectivos resultados da interpolação. Por último realizaram-se sobre o provete V3% os mesmos procedimentos explicados pela Figura 43.5 e pela Equação 43.6. O Quadro 43.10 expressa as conclusões da acção descrita. Na FRF_s , obtida pelo terceiro método, do provete V3% destacaram-se catorze picos ressonantes.

Quadro 43.10 – Coeficientes de amortecimento verificados para o mesmo provete

Número do pico	Amplitude máxima (V×10)	Frequência de ressonância (Hz)	X1 (Hz)	X2 (Hz)	Coeficiente de amortecimento (%)
1	1,633	20510	20011	20809	1,95
2	1,440	23440	22690	24279	3,39
3	2,404	25333	24368	25928	3,08
4	4,629	28446	27276	30277	5,27
5	2,152	31193	30954	31601	1,04
6	1,108	33879	33563	34868	1,93
7	2,696	39556	38524	40587	2,61
8	3,214	42058	40495	43562	3,65
9	2,614	43584	41911	45447	4,06
10	1,781	48651	47952	48976	1,05
11	1,711	50238	49549	50928	1,37
12	1,562	50910	50495	51324	0,81
13	7,400	54145	53521	54769	1,15
14	7,570	54999	53831	56168	2,12

Durante a elaboração do Quadro 43.10 foram encontradas algumas dificuldades, devido às proximidades de alguns dos picos de ressonância. O valor de X1 de uma frequência sobrepunha-se ao X2 da frequência anterior e vice-versa. Nos casos em que se verificaram estas adversidades, o valor

adoptado para $X1$ ou $X2$ correspondeu ao mesmo desvio em módulo do valor mensurável com a própria frequência de ressonância.

Não foram apuradas distribuições conhecidas do coeficiente de amortecimento em função da frequência de excitação. No entanto, verificou-se uma boa disposição do coeficiente de amortecimento em função da amplitude da excitação que resulta da própria frequência de ressonância. Determinada uma lei que explique a amplitude observada em função da frequência de ressonância, será obtida com maior facilidade uma lei que coloque o coeficiente de amortecimento em função das mesmas frequências. A Figura 43.6 ilustra a função que explica cada uma das variáveis do Quadro 43.10.

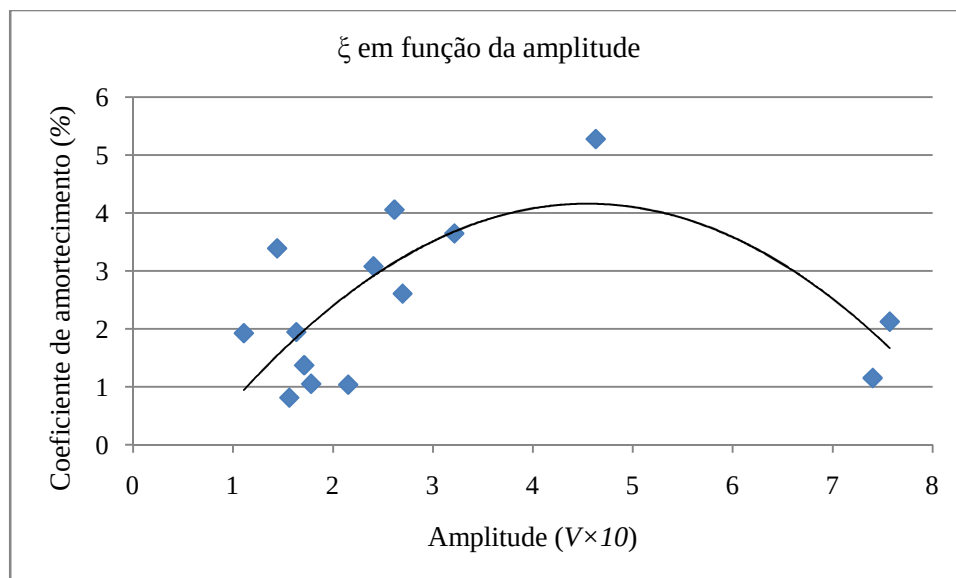


Figura 43.6 – Representação do coeficiente de amortecimento em função da amplitude

Pela análise da figura anterior conclui-se que estes dois parâmetros se relacionam através de uma função polinomial de segundo grau de expoente quadrático negativo. A necessidade de aplicar um factor multiplicativo provocou alterações dos resultados reais que seriam obtidos através de um amplificador de potência mais elevado no sistema. Apesar de o ajuste não ser satisfatoriamente representativo, funciona como uma chamada de atenção a possíveis estudos futuros sobre o assunto.

4.3.1.6 – Avaliação da coerência de resultados

Para uma correcta validação dos resultados obtidos nos pontos 4.3.1.2, 4.3.1.3, 4.3.1.4 e 4.3.1.5 é necessário reportar a alguns dos gráficos apresentados em anexo. No estudo das frequências de ressonância através da FRF_S , os provetes mais rígidos possuem picos ressonantes mais delineados que os demais. Devido à resposta mais lenta às acções dinâmicas dos materiais menos rígidos esta constatação é consistente. Os módulos dinâmicos concretizam uma forma correcta de avaliar a confiabilidade de um sinal de resposta, desde que este possa ser comparado com outro sinal anteriormente obtido para um provete de rigidez diferente.

A Figura 43.3, que avalia a dispersão do solo-cimento, denota uma quebra na velocidade de fase à passagem da frequência 42 kHz. A responsabilidade foi atribuída a uma possível reflexão da primeira onda. Esta hipótese ganha solidez quando são avaliadas as velocidades de fase dos restantes provetes. Para os provetes com maior massa volúmica ou maiores percentagens de cimento verificam-se acréscimos na quantidade desses degraus. Esta verificação vai ao encontro da suposição proposta, de

que quando se está na posse de uma maior velocidade, a onda reflecte-se um maior número de vezes para a janela de tempo escolhida (para amortecimentos idênticos).

A hipótese expressa no ponto 4.3.1.4 relativamente ao comportamento viscoelastoplástico do solo-cimento é facilmente refutável aquando da análise dos diversos gráficos dos tempos de propagação das ondas sísmicas. Na eventualidade dos ensaios com transdutores ultra-sónicos provocarem deformações permanentes no solo-cimento, as suas repercussões denotariam um aumento significativo das velocidades de propagação das ondas, por exemplo, longitudinais. A conferição de um determinado grau de sobreconsolidação fazer-se-ia denotar nos períodos em que o factor da hidratação do cimento não é determinante. Como tal facto não ocorreu, conclui-se que as deformações impostas pelos ensaios com transdutores ultra-sónicos são recuperáveis, apenas não são restauráveis em regime linear elástico, permanecendo a hipótese, cada vez mais robusta, de um comportamento puramente viscoelástico. A pequena dosagem de cimento conferida ao solo impregnou-lhe um comportamento análogo ao betão.

Relativamente aos coeficientes de amortecimento, os gráficos das funções de resposta de frequência do provete deixam patentes quais os valores que não devem ser considerados por serem derivados de baixas amplitudes. A facilidade com que foram determinados os coeficientes de amortecimento está directamente relacionada com a qualidade da FRF_S obtida para cada provete. Essa análise de sensibilidade deverá ser realizada tendo como base os gráficos apresentados em anexo.

O critério da amostragem proposto e demonstrado teoricamente por Nyquist relaciona a gama de frequências analisadas com a frequência de *Nyquist*. Esta frequência é calculada a partir da metade do inverso do passo de amostragem em segundos. O valor do passo utilizado na Universidade de *Waterloo* foi de 2 μ s. Para esta grandeza, a frequência de *Nyquist* é de 250 kHz. Segundo o autor do critério, a frequência de *Nyquist* deve ser obrigatoriamente maior que a gama de frequências analisada para evitar perdas de informação durante o processamento da transformada discreta de *Fourier*. Como a frequência máxima analisada foi de 70 kHz, o critério foi amplamente cumprido viabilizando a aplicação da análise espectral ao sinal adquirido.

4.3.2 – ENSAIOS COM TRANSDUTORES ULTRA-SÓNICOS PARA CARACTERIZAÇÃO DAS ONDAS DE COMPRESSÃO

4.3.2.1 – Cálculo dos tempos de chegada e respectivas velocidades

A sensibilidade característica do equipamento utilizado para a determinação das velocidades de propagação das ondas de compressão permite uma análise bastante aproximada aproveitando o método de chegada directa da onda. O processo de calibração ditou um atraso normal do sistema de 0,2 μ s. Este valor correspondeu ao desconto efectuado a todos os tempos de propagação calculados pelos transdutores de 1 MHz. Os provetes sujeitos a ensaio foram: A1-7%, A2-7%, A3-7%, A4-7%, C2%, C3%, C5%, C7% e V3%, sendo que as diferenças entre estes dois conjuntos estão explicadas no ponto 4.3.1.1.

O Quadro 43.11 exhibe os tempos de propagação directamente extraídos do osciloscópio e a sua correcção. Através da divisão da distância de propagação pelo tempo obtiveram-se as velocidades de propagação das ondas de compressão (*vide* Equação 28.1).

Quadro 43.11 – Tempos e velocidades de propagação das ondas de compressão

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	Comprimento (mm)	Tempo de propagação das ondas de compressão (μs)	Tempo de propagação corrigido (μs)	Velocidade de propagação das ondas de compressão (m/s)
C2%	1857	136,48	118,0	117,8	1159
C3%	2046	136,68	80,4	80,2	1704
V3%	2049	136,74	79,4	79,2	1727
C5%	1973	135,92	73,0	72,8	1867
C7%	1878	136,18	84,4	84,2	1617
A1-7%	1991	215,00	109,6	109,4	1965
A2-7%	1878	171,32	101,2	101,0	1696
A3-7%	1894	113,16	65,4	65,2	1736
A4-7%	1887	56,68	32,6	32,4	1749

Não existindo outros registos de velocidades de propagação das ondas de compressão, não foi, por isso, possível proceder a uma comparação para avaliação dos resultados. Comparando o quadro anterior com o Quadro 43.1 percebem-se as diferenças de grandezas das velocidades medidas. Remetendo para o Quadro 43.4, onde se expressa o critério geométrico de validação do tipo de propagação e onde se provou que as velocidades apresentadas no Quadro 43.1 não são velocidades de propagação de ondas de compressão. O critério, proposto por Khan *et al.* (2007) fica colocado em causa pelo facto de distinguir um provete esbelto de um provete pouco esbelto desta forma. Provates em situação intermédia definem uma inconsistência pelo que se pode concluir que o limite da razão $Raio/\lambda$ máximo para a propagação das ondas longitudinais não está bem estabelecido.

A análise espectral das ondas de compressão, apesar de constituir uma metodologia ambiciosa, não foi realizada por falta de meios e tempo. Os resultados daí provenientes clarificarão alguns dos pormenores ainda por escrutinar das funções resposta de frequência dos provetes. A posse de registos com uma resolução melhorada traria novos desenvolvimentos ao método.

Embora a sensibilidade e a resolução possuam grandezas muito satisfatórias, a análise de variação em função da segunda foi também realizada. Como se trata das ondas sísmicas com maior velocidade de propagação, o tempo de percurso é relativamente baixo. Esta circunstância revela-se de crucial importância, pois os efeitos da resolução são mais gravosos nestes casos. No Quadro 43.12, estão demonstradas as variações impostas pela resolução nos provetes estudados.

Quadro 43.12 – Estudo de variação das velocidades de propagação em função da resolução

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	Velocidade de propagação das ondas de compressão (m/s)	Velocidade de propagação máxima (m/s)	Velocidade de propagação mínima (m/s)	Variação $\frac{V_{P,max}-V_{P,min}}{V_P} \times 100$ (%)
C2%	1857	1159	1160	1158	0,17
C3%	2046	1704	1706	1702	0,25
V3%	2049	1727	1729	1724	0,25
C5%	1973	1867	1870	1864	0,27
C7%	1878	1617	1619	1615	0,24
A1-7%	1991	1965	1967	1963	0,18
A2-7%	1878	1696	1698	1695	0,20
A3-7%	1894	1736	1738	1733	0,31
A4-7%	1887	1749	1755	1744	0,62

Desta vez, a resolução, não foi responsável por erro ou imprecisão dos resultados. As ligeiras variações permitem aferir um elevado grau de confiabilidade nestes resultados. Variações de 0,62% no âmbito da Engenharia Civil não são consideradas relevantes. A qualidade da resolução, ainda que bastante satisfatória, patenteia a sensibilidade das variações em função do comprimento do provete ou distância de propagação. No ponto 4.3.2.2 será novamente realizada a verificação da coerência dos resultados através da regressão do módulo confinado dinâmico em função do coeficiente I_{VC} .

Alguns valores discrepantes são denotados pelo Quadro 43.11, no qual seriam de esperar valores inferiores para as velocidades de propagação dos provetes de teste em comparação com o seu equivalente C7%, tal como acontece nas velocidades de propagação das ondas longitudinais. Esta constatação correspondeu ao primeiro indício que o coeficiente de *Poisson* dinâmico pode assumir valores cada vez mais baixos em função do processo de hidratação do cimento.

4.3.2.2 – Cálculo do módulo confinado dinâmico, M_0 , M_{max} ou M_{din}

Normalmente, o cálculo do M_{din} não conduz a conclusões imediatas sobre o meio a analisar. Necessita de diferentes parâmetros mecânicos com que possa ser correlacionado e consequentemente retirar conclusões acerca das propriedades dinâmicas, como neste caso, do solo-cimento. Os ensaios e equipamentos disponíveis na Universidade de *Waterloo* não permitiram a caracterização das ondas transversais, factor que impediu a relação directa com o módulo de distorção dinâmico. Para a determinação - tão importante para a Engenharia Geotécnica - do G_{din} , foi necessário entrecruzar as informações fornecidas pelas velocidades de propagação das ondas longitudinais com as de compressão, tendo em consideração que o critério proposto por Khan *et al.* (2007) reprovou a hipótese da existência de ondas longitudinais. Como tal, são esperadas discordâncias nos resultados da relação entre as duas velocidades. O valor do módulo de distorção dinâmico pode ser calculado a partir da Equação 43.7.

$$M_{din} = V_P^2 \times \rho \quad (43.7)$$

Paralelamente às restantes propriedades dinâmicas, também o módulo confinado depende directamente do quadrado da velocidade de propagação de um tipo de ondas sísmicas e da massa volúmica. As Equações 42.1, 42.11 e 43.6 confirmam que todos os valores dos diferentes módulos estudados dependem das massas volúmicas e velocidades de propagação. Os valores das correlações entre as propriedades dinâmicas são, assim, independentes da massa volúmica, bem como do comprimento do provete, se este se mantiver constante. Considera-se que as variações do teor em água e índice de vazios descritos nos pontos 4.2.1.1 e 4.2.2.2, para os módulos de distorção e elasticidade dinâmicos, provocam os mesmos efeitos no módulo confinado dinâmico.

Os valores obtidos pela Equação 43.7 são apresentados no Quadro 43.13, tendo os ensaios sido realizados com os transdutores ultra-sónicos de 1 MHz nos provetes A1-7%, A2-7%, A3-7% e A4-7%, conjunto este com idades ligeiramente superiores a 16 dias, e os provetes C2%, C3%, V3%, C5% e C7%, todos com idades superiores a 28 dias. Como o módulo confinado dinâmico é sensível a muito pequenas variações do coeficiente de *Poisson* dinâmico, os resultados provenientes da Equação 43.7 são inesperados tal como aconteceu com as velocidades de propagação das ondas de compressão. Esta indefinição foi agravada devido à falta de existência de quaisquer registos deste valor em ensaios anteriores. Os valores do módulo de elasticidade dinâmico calculados indirectamente pela IRF_{TSR} são apresentados no mesmo quadro, anexados ao M_{din} .

Quadro 43.13 – Valores de M_{din} calculados a partir da Equação 43.6 na Universidade de *Waterloo*

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	Comprimento (mm)	Velocidade de propagação das ondas de compressão (m/s)	M_{din} (MPa)	E_{din} (MPa)
C2%	1857	136,48	1159	2493	2016
C3%	2046	136,68	1704	5942	4825
V3%	2049	136,74	1727	6108	4837
C5%	1973	135,92	1867	6878	5556
C7%	1878	136,18	1617	4912	3702
A1-7%	1991	215,00	1965	7690	6391
A2-7%	1878	171,32	1696	5402	4167
A3-7%	1894	113,16	1736	5707	4313
A4-7%	1887	56,68	1749	5775	3986

Da análise do Quadro 43.13 resulta a observação prevista de que o módulo confinado dinâmico possui valores sistematicamente mais elevados que o E_{din} correspondente ao mesmo provete. Naturalmente, um meio confinado promove um melhor comportamento dos provetes para acções dinâmicas ou cíclicas.

O Quadro 43.14 denota as variações do módulo confinado dinâmico em função da resolução do equipamento de aquisição de dados, apresentando os seus valores máximos e mínimos. A coluna de “variação” foi obtida da mesma forma que a descrita para o Quadro 43.12.

Quadro 43.14 – Valores máximos, mínimos e taxa de variação do módulo confinado dinâmico

Designação do provete	Massa volúmica kg/m^3	M_{din} (MPa)	M_{din} mínimo (MPa)	M_{din} máximo (MPa)	Variação $\frac{V_{P,max}-V_{P,min}}{V_P} \times 100$ (%)
C2%	1857	2493	2488	2497	0,34
C3%	2046	5942	5928	5957	0,50
V3%	2049	6108	6092	6123	0,51
C5%	1973	6878	6859	6896	0,55
C7%	1878	4912	4901	4924	0,48
A1-7%	1991	7690	7676	7704	0,37
A2-7%	1878	5402	5392	5413	0,40
A3-7%	1894	5707	5689	5724	0,61
A4-7%	1887	5775	5739	5811	1,23

Desta vez o valor do parâmetro mecânico do provete V3% chega a ultrapassar o do provete C3% numa taxa de variação semelhante. Esta constatação induz claramente um valor do coeficiente de Poisson mais elevado para o provete com maior módulo confinado dinâmico. Ficam desta forma explicadas as grandes diferenças entre estes provetes moldados. O apuramento correcto de v_{din} será efectuado no ponto 4.3.3.

No Quadro 43.4 apresentaram-se as relações raio sobre o comprimento de onda para cada provete. Ficou provado que segundo o critério instaurado não haveria lugar à propagação de ondas longitudinais. Para valores da razão $Raio/\lambda$ maiores que 1,12 Khan *et al.* (2007) admitem garantida a propagação de ondas de compressão. Utilizando um impulso com uma frequência vinte vezes maior, o critério é largamente verificado com o quociente de $Raio/\lambda$ a adquirir valores superiores a 21 para o provete mais desfavorável que corresponde ao A1-7%.

Finalizando esta análise; foi efectuada uma regressão de forma a explicar a variação do módulo confinado dinâmico em função do parâmetro I_{VC} . O Quadro 43.15 apresenta os índices calculados para os provetes ainda não verificados juntamente com os valores já exibidos nos provetes sujeitos a este tipo de distribuição. A potência de C_{iv} que verificou um melhor ajuste do M_{din} em função I_{VC} foi, desta vez, 0,16. O valor de x da Equação 42.7 foi determinado à semelhança dos procedimentos efectuados no ponto 4.2.1.1, calculado o coeficiente de determinação em função de múltiplos de 0,01.

Quadro 43.15 – Valores de C_{iv} em função do teor em cimento e índice de vazios

Designação do provete	Cimento (g)	Massa volúmica da mistura (kg/m^3)	Porosidade	Volume de cimento (cm^3)	C_{iv}
C2%	19,00	2,718	0,388	6,13	0,0112
C3%	30,00	2,722	0,325	9,68	0,0179
V3%	33,00	2,722	0,332	10,65	0,0197
C5%	48,00	2,730	0,355	15,48	0,0288
C7%	70,00	2,737	0,392	22,58	0,0419
A1-7%	105,0	2,737	0,354	33,87	0,0398
A2-7%	80,5	2,737	0,388	25,97	0,0383
A3-7%	56,0	2,737	0,384	18,06	0,0404
A4-7%	32,0	2,737	0,384	10,32	0,0460

Na relação dos valores de C_{iv} elevados à potência de 0,16 com a porosidade resultaram os valores de I_{VC} em função de cada provete explicados pela Figura 43.10. Por sua vez, o módulo confinado dinâmico pode também ser explicado a partir destas duas variáveis.

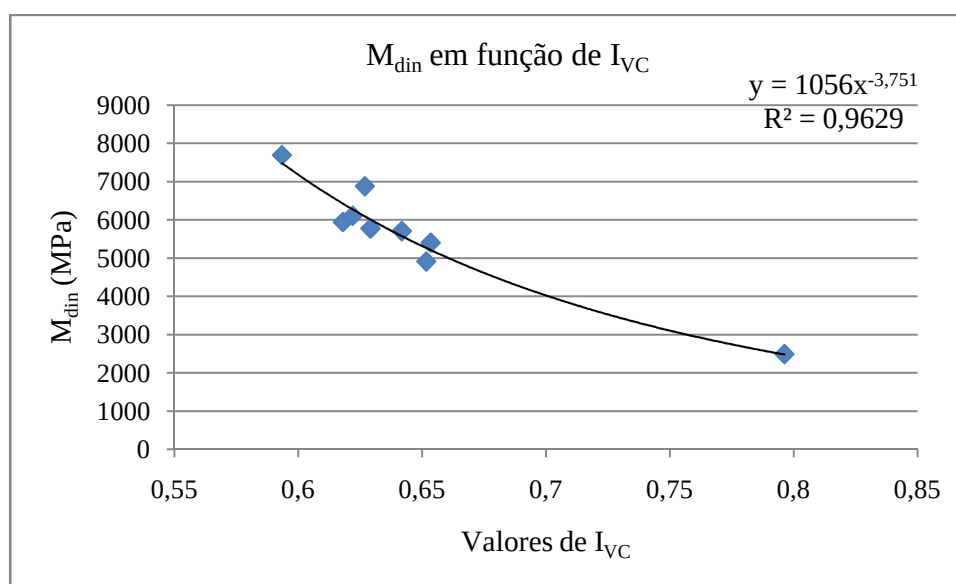


Figura 43.10 – Módulo confinado dinâmico em função da porosidade e teor em cimento

O coeficiente de determinação é 0,96. Os valores obtidos anteriormente para o mesmo tipo de determinação foram de 0,97. Este pequeno decréscimo não é relevante, permitindo novamente potenciar as correlações entre o módulo confinado dinâmico com o índice C_{iv} .

$$M_{din} = 1056 \times \left(\frac{\eta}{C_{iv}^{0,16}} \right)^{-3,751} \quad (43.8)$$

4.3.3 – CÁLCULO DO COEFICIENTE DE *POISSON* DINÂMICO

O coeficiente de *Poisson* dinâmico tem no presente ponto, a função de validação de resultados, desta vez, dos pontos 4.3.1. e 4.3.2 *supra* mencionados. Os resultados para E_{din} e M_{din} são os parâmetros centrais a validar. Do processo de calibração resultaram valores para o coeficiente de *Poisson* dinâmico do alumínio e do PVC consonantes com a literatura. O bom coeficiente de determinação linear obtido na Figura 43.10 induz confiabilidade nos valores obtidos. Na eventualidade da obtenção de valores do coeficiente de *Poisson* dinâmico razoáveis, exponenciam-se as probabilidades de determinação de um valor do módulo de distorção dinâmico, relevante da propriedade dinâmica para o cálculo vibratório. Consciencializando as limitações de resolução impostas pelo cálculo dos tempos de propagação das ondas longitudinais, são esperadas maiores variações de ν_{din} em função do módulo de elasticidade dinâmico.

O Quadro 43.16, à semelhança do Quadro 42.12, apresenta o resumo dos parâmetros principais calculados nos pontos anteriores explicitando os valores do coeficiente de *Poisson* dinâmico para cada combinação de E_{din} e M_{din} . Verificou-se um especial cuidado na realização dos ensaios com transdutores ultra-sónicos de compressão com os provetes A1-7%, A2-7%, A3-7% e A4-7%. De forma a evitar medições dos dois módulos em condições diferentes de cura, estes provetes foram submetidos em último lugar à caracterização das ondas longitudinais e em primeiro lugar à análise das ondas de compressão. A variação temporal representou apenas dois dias - a diferença entre 16 e 14 dias - o que para o cimento de presa rápida utilizado não foi significativo. Para os restantes provetes, devido ao processo de cura estar praticamente terminado, não se tiveram cuidados tão rigorosos. O cálculo do coeficiente de *Poisson* dinâmico foi realizado através da Equação 43.9, computada através de um processo iterativo.

Quadro 43.16 – Coeficiente de *Poisson* dinâmico calculado a partir dos resultados obtidos na UoW

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	E_{din} (MPa)	M_{din} (MPa)	ν_{din}
C2%	1857	2016	2493	0,27
C3%	2046	4825	5942	0,26
V3%	2049	4837	6108	0,27
C5%	1973	5556	6878	0,27
C7%	1878	3702	4912	0,29
A1-7%	1991	6391	7690	0,25
A2-7%	1878	4167	5402	0,29
A3-7%	1894	4313	5707	0,29
A4-7%	1887	3986	5775	0,32

$$\frac{E_{din}}{M_{din}} = \frac{-2\nu_{din}^2 - \nu_{din} + 1}{1 - \nu_{din}} \quad (43.9)$$

À semelhança do sucedido no ponto 4.2.4, *supra* apresentado, o valor mais destacado aplica-se ao provete de menor comprimento (A4-7%). Devido à resolução de 2 μ s utilizada para o cálculo da

velocidade de propagação das ondas longitudinais, os valores mais discrepantes nos provetes de menores dimensões são perfeitamente compreensíveis. Os erros impostos pelo efeito de vizinhança podem ter provocado algumas alterações no resultado de v_{din} de 0,32, embora esta suposição não seja inteiramente credível, pois a variação de 0,03 para os provetes seus semelhantes (C7%, A2-7% e A3-7%) não corresponde a valores dignos de atribuição deste tipo de erros.

Todos os nove provetes apresentaram resultados consistentes. As tendências até à altura verificadas mantinham-se constantes. O coeficiente de *Poisson* dinâmico apresentou valores mais elevados para os provetes constituídos por uma maior quantidade de cimento. Não foram denotados acréscimos do v_{din} em função da variação do índice de vazios à excepção do provete A1-7%. O valor baixo do v_{din} verificado não é explicável de uma forma clara. Por repetidas vezes, foi verificado o aumento do coeficiente de *Poisson* dinâmico em função da redução do índice de vazios. Para o provete A1-7%, essa tendência não se denota quando comparado com os demais provetes, com quantidades de cimento iguais mas com um índice de vazios maior.

Em conclusão final, pode admitir-se a hipótese das combinações escolhidas de teor em cimento e grau de compactação apresentarem coeficientes de *Poisson* dinâmico muito semelhantes. Uma vez que ficou provado o aumento de v_{din} em função do aumento do teor em cimento, o mesmo parâmetro deverá diminuir com a redução do índice de vazios tal como acontece com o provete A1-7%.

Os valores obtidos no Quadro 43.16 permitem uma conclusão de menor complexidade do que as das análises efectuadas nos parágrafos anteriores. O Quadro 43.4, para além de ter contrariado a existência de propagações de ondas longitudinais, indicou, segundo o critério de Khan *et al.* (2007), a presença de ondas de compressão. Os valores do v_{din} calculados no presente ponto, provaram que o critério não se aplica. Analisando a consistência dos valores do Quadro 43.16, concluiu-se não se estar na presença de ondas de compressão no ensaio com transdutores ultra-sónicos com frequência nominal de 50 kHz, inviabilizando o limite superior do critério. A constatação da aplicabilidade do critério para este caso resultaria na determinação de coeficientes de *Poisson* dinâmicos próximos ou exactamente iguais a 0,50 (conclusão explorada pela aplicação da Equação 43.9). Descartada a hipótese de propagação de ondas de compressão, existe ainda a possibilidade da colocação do caso destes provetes em situações intermédias de propagação de ondas de compressão e longitudinais. A consistência de ambos os valores de v_{din} , determinados no Laboratório de Geotecnia da FEUP e na Universidade de *Waterloo*, apontam para uma muito maior proximidade de propagação de ondas longitudinais para os provetes de solo-cimento do que ondas de compressão (na possibilidade de se estar numa possibilidade intermédia). Fica, desta forma, colocado também em causa o limite inferior do critério (0,12) estabelecido por Khan *et al.* (2007).

4.3.4 – VARIAÇÃO DE RESULTADOS EM FUNÇÃO DA RESOLUÇÃO

As variações impostas pelas resoluções dos diferentes equipamentos foram abordadas no ponto 4.2.5. Concluiu-se que as que afectam em maior escala os resultados são as resoluções associadas ao sistema de aquisição de dados. As indeterminações acerca da posição do instante de chegada da onda sísmica e as principais fontes de incerteza foram também estudadas (*vide* ponto 4.2.5). No mesmo ponto foram explicadas as tendências de manifestação das imprecisões e a proposta para a sua contabilização.

A variação máxima para valores superiores das velocidades de propagação das ondas longitudinais e de compressão foram apresentadas nos pontos 4.2.4 e 4.3.2.1, respectivamente. A variação de v_{din} em função dessas variações está apresentada no Quadro 43.17 para valores superiores e inferiores. O coeficiente de *Poisson* dinâmico demonstrou, uma vez mais, um grau de sensibilidade elevado às variações dos módulos confinados e elasticidades dinâmicos, devido a uma maior ou menor resolução.

O Quadro 43.17 apresenta as variações de ν_{din} calculadas a partir do módulo confinado dinâmico máximo e do módulo de elasticidade dinâmico mínimo e vice-versa. A variação percentual foi obtida de forma idêntica à do resultado das variações apresentadas no Quadro 42.14. Os valores de ν_{din} foram também calculados pela Equação 43.9.

Quadro 43.17 – Variações do coeficiente de *Poisson* dinâmico em função da resolução

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	ν_{din}	ν_{din} Mínimo	ν_{din} Máximo	ν_{din}/ν_{din} (%)
C2%	1857	0,27	0,25	0,28	13,5
C3%	2046	0,26	0,24	0,28	17,6
V3%	2049	0,27	0,25	0,29	15,5
C5%	1973	0,27	0,24	0,29	18,8
C7%	1878	0,29	0,28	0,31	11,0
A1-7%	1991	0,25	0,23	0,27	14,9
A2-7%	1878	0,29	0,27	0,30	10,4
A3-7%	1894	0,29	0,27	0,31	14,8
A4-7%	1887	0,32	0,29	0,35	20,2

Uma vez mais, são verificadas variações elevadas para o coeficiente de *Poisson* dinâmico. Analogamente às conclusões proferidas no ponto 4.2.5, os módulos confinados e de elasticidade dinâmicos não constituem uma via confiável e fundamentada para o cálculo do ν_{din} . Os métodos implementados apenas permitem o exercício com este parâmetro através de um intervalo de valores, adoptando o mais desfavorável para cada situação. Existem situações, em Engenharia Civil, em que devem utilizar valores de coeficientes de *Poisson* dinâmicos baixos (em caso de dúvida). Obras correntes como fundações devem ser calculadas para situações em que prevalece o punçoamento, o que tem implicação nas estruturas. Esta acção é de maior gravidade para valores baixos do ν_{din} .

Analisando o Quadro 43.17, a sua última coluna prescreve quais os valores que definitivamente não devem ser tidos em conta. A variação de 20,2% do provete A4-7%, apesar de apresentar um valor inferior ao máximo obtido nos resultados do Laboratório de Geotecnia da FEUP, ultrapassa os máximos admissíveis, validando a capacidade do cálculo do coeficiente de *Poisson* dinâmico como objecto de detecção de valores discrepantes.

4.4 – SISTEMATIZAÇÃO DOS RESULTADOS ENTRE OS DOIS LABORATÓRIOS

Apenas os resultados de determinação directa dos tempos de percurso das ondas comuns entre os dois laboratórios, devem ser comparados. Existem dois parâmetros coincidentes, o módulo de elasticidade dinâmico e o coeficiente de *Poisson* dinâmico, que apesar de terem sido determinados por vias distintas, espera-se que conduzam a resultados semelhantes. Se os valores calculados para ν_{din} e E_{din} permanecerem entre variações aceitáveis, pode-se concluir que as propriedades dinâmicas deste solo-cimento estão perfeitamente caracterizadas. Esta comparação é baseada na teoria da elasticidade para as muito pequenas deformações do solo-cimento, pressuposto aceite até à avaliação das velocidades de fase aparentes dos provetes.

O Quadro 44.1 ilustra a comparação efectuada entre os resultados obtidos nos dois laboratórios. Representa as variações por valores superiores e inferiores dos módulos de elasticidade dinâmicos calculados. Apenas se considera existir semelhança de propriedades nos provetes C2%, C3%, V3%, C5% e C7%, pois encontram-se registos disponíveis para os cinco provetes, em ambos os lugares, com idades superiores a 28 dias.

Quadro 44.1 – Comparação dos valores de E_{din} obtidos nos dois laboratórios com mais de 28 dias

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	E_{din} máximo (MPa) calculado na UoW	E_{din} mínimo (MPa) calculado na UoW	E_{din} máximo (MPa) calculado na FEUP	E_{din} mínimo (MPa) calculado na FEUP	Intervalo coincidente (MPa)
C2%	1857	2079	1955	2071	1986	[1986 ; 2071]
C3%	2046	5050	4616	5375	5045	[5045 ; 5050]
V3%	2049	5062	4626	4979	4684	[4684 ; 4979]
C5%	1973	5840	5291	5760	5385	[5385 ; 5760]
C7%	1878	3859	3553	3790	3584	[3584 ; 3790]

Sem excepção de nenhum provete, todos os intervalos de variação dos módulos de elasticidade impostos pela resolução possuem uma intercepção numérica. Duas metodologias diferentes determinaram os mesmos valores. O Quadro 44.1 constitui um exemplo da dinâmica dos ensaios com transdutores ultra-sónicos. Apesar das condições de temperatura, humidade de armazenamento do sistema e de suporte dos provetes, os resultados não revelaram sensibilidade a estes agentes. Desta forma, demonstra-se uma vez mais, as potencialidades destes métodos.

Para uma melhor aferição da qualidade dos resultados fez-se uma comparação do coeficiente de *Poisson* dinâmico, para uma melhor validação de todos os resultados efectuados em laboratório, pressupondo a aplicabilidade da teoria da elasticidade. O Quadro 44.2 apresenta os valores de ν_{din} , parâmetro cuja determinação incentivou o presente trabalho.

Quadro 44.2 – Comparação dos valores do coeficiente de *Poisson* dinâmico obtidos com mais de 28 dias nos dois laboratórios

Designação do provete	Massa volúmica (kg/m ³)	ν_{din} mínimo cálculo na UoW	ν_{din} máximo cálculo na UoW	ν_{din} mínimo cálculo na FEUP	ν_{din} máximo cálculo na FEUP	Intervalo coincidente
C2%	1857	0,25	0,28	0,22	0,30	[0,25 ; 0,28]
C3%	2046	0,24	0,28	0,22	0,34	[0,24 ; 0,28]
V3%	2049	0,25	0,29	0,21	0,33	[0,25 ; 0,29]
C5%	1973	0,24	0,29	0,21	0,34	[0,24 ; 0,29]
C7%	1878	0,28	0,31	0,25	0,36	[0,28 ; 0,31]

A última coluna do Quadro 44.2 prova definitivamente que o limite inferior do critério apresentado por Khan *et al.* (2007) para a existência de uma propagação de ondas de compressão em provetes esbeltos, não se aplica. Esta conclusão baseia-se no cálculo do coeficiente de *Poisson* dinâmico,

contabilizando os dois seguintes pressupostos: a) os valores calculados no Laboratório de Geotecnia da FEUP foram obtidos pela comparação de ondas transversais e longitudinais; b) os valores de v_{din} avaliados no Laboratório de Geotecnia da UoW foram adquiridos pela comparação entre as características das ondas de compressão e longitudinais. A conclusão pode incidir na seguinte afirmação: quando os resultados do v_{din} possuem o mesmo valor dentro do intervalo de variação, significa que os transdutores ultra-sónicos de compressão de frequência nominal 50 kHz emitiram ondas puramente longitudinais nestes provetes de solo-cimento. Para uma situação intermédia de propagação, os resultados do Quadro 44.2 deveriam consistir em coeficientes de *Poisson* dinâmicos mais elevados para as correlações de velocidades calculadas no Laboratório de Geotecnia da UoW, do que as obtidas no Laboratório de Geotecnia da FEUP. Como o v_{din} , calculado em ambas as situações, possuiu valores com intervalos interceptáveis, a hipótese de propagação de ondas não longitudinais é colocada de parte.

Conclui-se, assim, pela análise do Quadro 44.2 que a determinação de v_{din} é mais rigorosa nos procedimentos implementados no ponto 4.3 acima apresentado. O intervalo de variação para esta metodologia verificou-se mais restrito e perfeitamente compreendido nos intervalos de variação do método apresentado no ponto 4.2. Sobre a conclusão referida acrescenta-se que a utilização de ambas as metodologias permite a aferição completa de todas as propriedades dinâmicas destes provetes de solo-cimento.

No que diz respeito à variação do coeficiente de *Poisson* dinâmico em função do índice de vazios, os resultados apresentados no Quadro 44.2 são inconclusivos. Concluiu-se apenas que o teor em cimento detém o papel principal na alteração deste parâmetro, aumentando-o na mesma proporção do aumento da quantidade de cimento.

Apesar dos resultados consistentes apresentados nas duas situações, os valores das propriedades dinâmicas são ainda assim questionáveis devido ao comportamento não linear das areias cimentadas para muito baixas deformações, discutido no ponto 4.3.1.4.

Culminando as investigações realizadas em ambos os laboratórios, e remetendo ao ponto 4.3.1.4, parecem existir fortes indícios das misturas de solo-cimento terem um comportamento viscoelástico para as muito pequenas deformações. Verificaram-se variações sistemáticas nas velocidades de propagação das ondas longitudinais com o tipo de impulso aplicado ao provete. Aquando da utilização dum impulso quadrado, as velocidades manifestaram-se constantemente mais rápidas do que com o normal impulso sinusoidal de 50 kHz. A Figura 44.1 apresenta um exemplo de dois gráficos para o mesmo provete, sem qualquer intervenção humana no sistema e ensaiados com aproximadamente dois minutos de diferença. A forma da onda de excitação foi a única alteração durante o ensaio e a própria frequência da onda de saída foi mantida em 50 kHz.

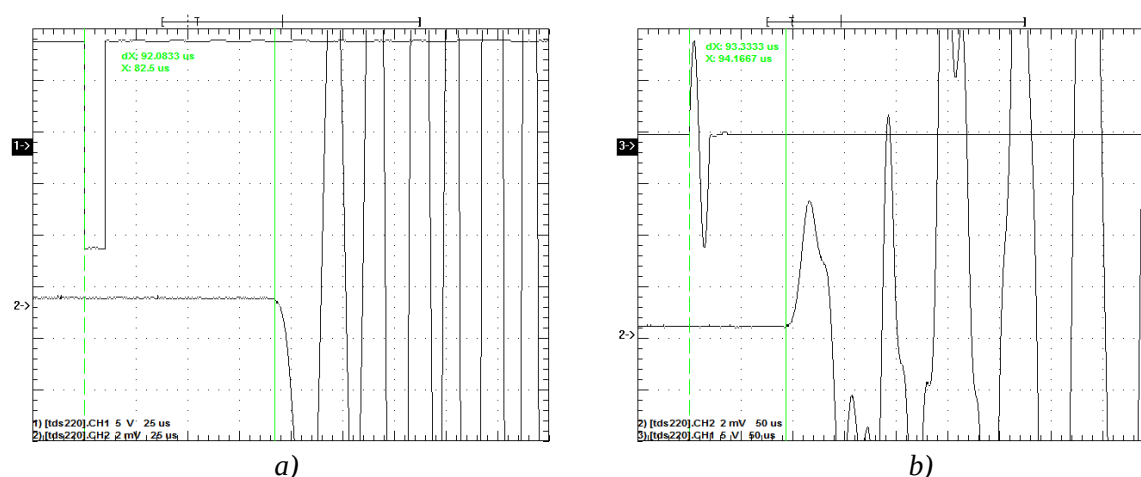


Figura 44.1 – Impulsos e respostas diferentes para o provete C3% aos 14 dias: a) quadrado $\Delta t = 92,1 \mu s$; b) sinusoidal $\Delta t = 93,3 \mu s$

Apesar das diferenças no tempo de propagação serem aparentemente pequenas, repercutem diferenças nas velocidades de propagação na ordem dos 20 m/s. Como para o cálculo dos módulos de elasticidades dinâmicos é necessário elevar a velocidade a um expoente de dois, as diferenças no tempo de propagação adquirem ainda mais relevância. Assumindo um comportamento viscoelástico do solo-cimento, são esperados aumentos na velocidade de propagação proporcionais ao aumento da frequência do impulso. Como teoricamente a onda quadrada possui uma gama maior de frequências do que a onda sinusoidal, os registos patenteados pela Figura 44.1 estão de acordo com esta hipótese sobre o comportamento das areias cimentadas. O facto do tempo de propagação da Figura 44.1a) ser menor que o da 44.1b) reflecte uma maior velocidade de propagação das ondas longitudinais para as frequências mais elevadas.

Salienta-se que os resultados, apresentados no parágrafo anterior, não provêm de uma análise esporádica mas de um conjunto de observações durante todo o trabalho. A Figura 44.1 não é um caso isolado das constatações das diferenças das velocidades de propagação em função da frequência de excitação. Com efeito, apresenta-se apenas mais um indício da viscoelasticidade do solo analisado. A sensibilidade das velocidades de propagação das ondas sísmicas à frequência de excitação foi observada por Santos *et al.* (2009) e Ferreira (2009), ambas as investigações recentemente sustentadas por equipamento de ponta.

4.5 – APLICAÇÃO A PROVETES DE ROCHAS

4.5.1 – VELOCIDADES DE PROPAGAÇÃO E ÍNDICES FÍSICOS

Durante a elaboração deste trabalho foi solicitado, ao Laboratório de Geotecnia da FEUP, a determinação das velocidades de propagação das ondas de compressão e transversais. Devido às limitações impostas pelo equipamento disponível, descritas no ponto 3.2.1, a determinação das velocidades de propagação das ondas de compressão foi realizada através da relação entre os tempos de propagação das ondas longitudinais e transversais.

O estudo foi encomendado de forma a caracterizar as propriedades dinâmicas do solo que irá suportar a barragem de Padroselos. Os relatórios enviados à entidade promotora estão apresentados em anexo.

As técnicas implementadas para a determinação e caracterização das propriedades dinâmicas nos provetes de rochas foram exactamente iguais às descritas no ponto 4.2. A frequência e forma dos

impulsos corresponderam aos do solo-cimento e o sistema adoptado coincidiu com os anteriormente descritos. O processo de acoplamento aos *bender elements* equivaleu ao método sem abertura de qualquer sulco nas extremidades dos provetes. Na sua entrada no Laboratório de Geotecnia da FEUP, os provetes vieram rotulados de micaxisto. Através de uma análise mais rigorosa acerca da sua constituição aferiram-se para além do micaxisto, mármore, gnaisse e arenito.

O Quadro 45.1 ilustra alguns dos índices físicos, necessários para a caracterização dinâmica das rochas, calculados a partir de grandezas físicas, directamente medidas dos provetes após o corte e rectificação dos mesmos.

Quadro 45.1 – Características físicas dos provetes de rochas

Número de série	Designação do Provede	Comprimento (mm)	Diâmetro (mm)	Volume (cm ³)	Peso (gf)	Massa volúmica (kg/m ³)
1.1	SBAP4 50,6-51,2	128,66	61,73	385	1068,63	2776
1.2	SBAP4 37,5-38,1	130,70	61,73	391	1120,11	2864
1.3	SBAP1 25,2-25,50	148,88	72,16	609	1607,71	2641
1.4	SBAP4 10,35-18,80	150,50	71,95	612	1656,82	2707
1.5	SBAP4 27,9-28,3	152,88	71,51	614	1697,72	2765
1.6	SBAP4 61,6-62,2	130,18	61,88	391	1078,73	2756
1.7	SBAP4 13,70-14,30	151,22	70,93	598	1690,55	2829
1.8	SBAP1 16,80-17,25	151,06	71,38	604	1534,96	2539
1.9	SBAP1 38,20-38,70	151,14	71,85	613	1626,63	2654
1.10	SBAP4 6,40-6,800	149,52	70,51	584	1504,76	2577
1.11	SBAP1 14,20-14,40	140,98	71,22	562	1393,96	2482
1.12	SBAP1 33,0-33,45	151,18	71,57	608	1662,34	2733
1.13	SBAP4 77,85-78,35	131,38	61,75	393	1034,31	2629
1.14	SBAP1 4,3-4,50	150,42	71,44	603	1540,13	2555
2.1	SBAP2 29,0 ; 29,3	111,58	71,59	449	1182,73	2634
2.2	SBAP2 45 ; 45,6	136,48	61,47	405	1149,29	2838
2.3	SBAP2 22,3 ; 22,8	160,50	71,53	645	1569,21	2433
2.4	SBAP2 55,7 ; 56,3	160,92	61,68	481	1020,52	2122
2.5	SBAP2 19,05 ; 19,45	179,42	71,50	720	1932,56	2683

Salienta-se que os valores da massa volúmica podem apresentar erros por defeito. Devido ao elevado estado de alteração apresentado pelos provetes, foram verificados alguns destacamentos de cunhas de rochas. Com a aproximação do provede a uma forma cilíndrica, esses destacamentos não foram descontados do volume total da rocha. Esta prática introduz no provede um volume superior ao da realidade, conduzindo posteriormente a menores valores da massa volúmica.

Para efeitos práticos de Engenharia Civil, estas imprecisões não são preocupantes. Em primeiro lugar, porque os erros por defeito na massa volúmica traduzir-se-ão em diminuições dos módulos de elasticidade e distorção dinâmicos mantendo a caracterização dinâmica do lado da segurança. Em segundo lugar, propriedades como o coeficiente de *Poisson* dinâmico e o modo de determinação da velocidade de propagação das ondas de compressão não dependem da massa volúmica, mas dependem exclusivamente dos tempos de propagação das ondas longitudinais e transversais.

O Quadro 45.2 apresenta as medições dos tempos de propagação das ondas longitudinais e transversais medidas no Laboratório de Geotecnia da FEUP, as respectivas velocidades e resolução utilizada na aferição do tempo de propagação.

Quadro 45.2 – Velocidades de propagação das ondas longitudinais e transversais dos provetes de rochas

Número de série	Tempo L (μs)	Resolução (μs)	Velocidade L (m/s)	Tempo S (μs)	Resolução (μs)	Velocidade S (m/s)
1.1	28,5	0,2	4514	46,7	1,0	2755
1.2	23,3	0,2	5609	38,3	1,0	3413
1.3	38,5	0,2	3867	63,3	1,0	2352
1.4	33,8	0,2	4453	56,7	1,0	2654
1.5	27,1	0,2	5641	45,0	1,0	3397
1.6	24,5	0,2	5313	41,0	1,0	3175
1.7	26,5	0,2	5706	43,3	1,0	3492
1.8	49,3	0,2	3064	83,3	1,0	1813
1.9	35,3	0,2	4282	56,7	1,0	2666
1.10	34,5	0,2	4334	58,3	1,0	2565
1.11	65,8	0,4	2143	111,7	1,0	1262
1.12	35,7	0,2	4235	60,0	1,0	2520
1.13	32,3	0,2	4067	53,3	1,0	2465
1.14	39,3	0,2	3827	66,7	1,0	2255
2.1	27,9	0,1	3999	45,8	1,0	2436
2.2	29,5	0,1	4626	50,0	1,0	2730
2.3	38,0	0,2	4224	63,3	1,0	2536
2.4	35,7	0,2	4508	58,3	1,0	2760
2.5	51,7	0,2	3470	81,7	1,0	2196

A resolução utilizada dependeu essencialmente do tempo de propagação. Foi necessária a utilização de uma janela de tempo, no sistema de aquisição de dados, maior nos provetes que apresentaram tempos de propagação maiores. Foi verificado que os instantes de chegada para os provetes de menores dimensões são mais nítidos. No entanto, para estes casos, os efeitos de vizinhança e a sensibilidade à

resolução aumentam exponencialmente. Na caracterização das ondas transversais quem controlou a resolução, inversamente às ondas longitudinais, foi o impulso. O instante de chegada subtraído do instante de saída esteve compreendido no intervalo de geração da própria vibração.

4.5.2 – PROPRIEDADES DINÂMICAS E SISTEMATIZAÇÃO DOS RESULTADOS

Os módulos de elasticidade e distorção dinâmicos correspondem aos principais parâmetros a avaliar. Uma vez conseguidos, os restantes parâmetros como o módulo confinado e o coeficiente de *Poisson* dinâmicos podem também ser calculados. O Quadro 45.3 denota os valores das características directamente calculadas a partir das velocidades de propagação das ondas longitudinais e transversais. Os valores foram calculados a partir das Equações 42.1 e 42.11.

Quadro 45.3 – valores de E_{din} e G_{din} para os provetes de rochas

Número de série	Massa volúmica (kg/m ³)	Velocidade L (m/s)	E_{din} (MPa)	Velocidade S (m/s)	G_{din} (MPa)
1.1	2776	4514	56566	2755	21068
1.2	2864	5609	90116	3413	33352
1.3	2641	3867	39487	2352	14607
1.4	2707	4453	53678	2654	19075
1.5	2765	5641	87989	3397	31911
1.6	2756	5313	77803	3175	27782
1.7	2829	5706	92123	3492	34505
1.8	2539	3064	23841	1813	8351
1.9	2654	4282	48657	2666	18860
1.10	2577	4334	48407	2565	16952
1.11	2482	2143	11396	1262	3954
1.12	2733	4235	49016	2520	17353
1.13	2629	4067	43489	2465	15971
1.14	2555	3827	37426	2255	12993
2.1	2634	3999	42125	2436	15632
2.2	2838	4626	60743	2730	21145
2.3	2433	4224	43401	2536	15641
2.4	2122	4508	43125	2760	16171
2.5	2683	3470	32310	2196	12938

O provete com um número de série 1.11 destaca-se pela rigidez muito inferior aos demais provetes. Este valor encontra-se conforme às suas características, apuradas visualmente. Tratou-se de um provete visivelmente fracturado, podendo o seu aspecto ser contemplado nas fotografias apresentadas

em anexo. O provete com o número de série 1.7, semelhante aos provetes 1.5 e 1.2, apresentou o maior módulo de distorção dinâmico. Estes provetes, a que corresponderam estes resultados, foram os que apresentaram um aparente maior teor em gnaíse.

Através dos resultados apresentados no Quadro 45.4 e com a aplicação da Equação 42.14 os coeficientes de *Poisson* dinâmicos relativos a cada provete foram calculados. A Equação 45.1 permite aferir as velocidades das ondas de compressão, um dos parâmetros recomendados. O Quadro 45.4 apresenta as conclusões retiradas.

Quadro 45.4 – Cálculo dos coeficientes de *Poisson* dinâmicos e velocidades de propagação das ondas de compressão

Número de série	Designação do Provete	Massa volúmica (kg/m ³)	Velocidade S (m/s)	ν_{din}	Velocidade P (m/s)
1.1	SBAP4 50,6-51,2	2776	2755	0,34	5629
1.2	SBAP4 37,5-38,1	2864	3413	0,35	7122
1.3	SBAP1 25,2-25,50	2641	2352	0,35	4917
1.4	SBAP4 10,35-18,80	2707	2654	0,41	6703
1.5	SBAP4 27,9-28,3	2765	3397	0,38	7688
1.6	SBAP4 61,6-62,2	2756	3175	0,40	7786
1.7	SBAP4 13,70-14,30	2829	3492	0,33	7010
1.8	SBAP1 16,80-17,25	2539	1813	0,43	5095
1.9	SBAP1 38,20-38,70	2654	2666	0,29	4901
1.10	SBAP4 6,40-6,800	2577	2565	0,43	7220
1.11	SBAP1 14,20-14,40	2482	1262	0,44	3881
1.12	SBAP1 33,0-33,45	2733	2520	0,41	6524
1.13	SBAP4 77,85-78,35	2629	2465	0,36	5293
1.14	SBAP1 4,3-4,50	2555	2255	0,44	6902
2.1	SBAP2 29,0 ; 29,3	2634	2436	0,35	5038
2.2	SBAP2 45 ; 45,6	2838	2730	0,44	8124
2.3	SBAP2 22,3 ; 22,8	2433	2536	0,39	5915
2.4	SBAP2 55,7 ; 56,3	2122	2760	0,33	5522
2.5	SBAP2 19,05 ; 19,45	2683	2196	0,25	3797

$$V_P = V_L \times \sqrt{\frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (45.1)$$

As velocidades de propagação das ondas de compressão apresentam uma menor uniformidade do que as transversais. Este factor deve-se à sensibilidade da Equação 45.1 a coeficientes de *Poisson* dinâmicos próximos de 0,50. Conclui-se que, apesar de consistir na única metodologia passível de aplicação no Laboratório de Geotecnia da FEUP para determinação das velocidades de propagação das ondas de compressão, a sensibilidade da Equação 45.1 não confere bons níveis de confiança nos resultados. A metodologia utilizada no Laboratório não destrutivo de Geotecnia da Universidade de *Waterloo*, com os transdutores ultra-sónicos de frequência nominal igual a 1 MHz apresentada no ponto 4.3.2, é claramente o mais aconselhado.

5

CONCLUSÕES E INVESTIGAÇÕES FUTURAS

5.1 – CONCLUSÕES

No presente trabalho, os resultados alcançados tiveram como base variados métodos sísmicos. Foram testadas diversas metodologias com especificidades próprias de cada tipo de ensaio, propuseram-se alternativas que se revelaram mais eficazes se aplicadas aos procedimentos mais comuns, quer em disposições dos sistemas, quer nos métodos de interpretação e modelação numérica. Ademais, desmistificaram-se alguns conceitos, questionando-se a sustentabilidade teórica utilizada na avaliação de módulos dinâmicos em provetes de solo-cimento, mormente as que se baseiam em transdutores piezoeléctricos e ultra-sónicos. De forma a simplificar a análise das evidências alcançadas, as considerações gerais serão apresentadas em primeiro lugar seguidas das conclusões práticas. As conclusões referentes às novas metodologias do tratamento de sinal, em particular relacionadas com a componente numérica, corresponderão ao último tópico do presente ponto.

As críticas apresentadas aos *bender extender elements* não apresentam uma novidade. De facto, praticamente todas as limitações e defeitos apontados a este tipo de transdutores foram verificados no decorrer dos ensaios. As vantagens devidas à versatilidade e adaptabilidade dos *bender extender elements* aos restantes equipamentos disponíveis não se sobrepõem às imprecisões características das suas medições. Inovadoramente, esta dissertação apresentou uma solução capaz de atenuar boa parte das críticas que, quando se usa este tipo de transdutores, são tecidas, não permitindo, porém, esta alternativa a adaptação, em moldes directos, dos transdutores piezocerâmicos a outros equipamentos constituintes do laboratório. Para implementação da nova solução encontrada, as câmaras triaxiais teriam de ser redimensionadas para que apenas a extremidade do *bender* ou do *extender element* estivesse em contacto com o provete.

Os ensaios com transdutores ultra-sónicos, por sua vez, revelaram-se bem mais competentes e menos falíveis. Agentes exteriores, que induziriam diferenças nos registos efectuados pelos transdutores piezocerâmicos, não evidenciaram qualquer perturbação nas leituras dos ensaios com os transdutores ultra-sónicos. A amplitude dos impulsos na frequência nominal foi de tal forma aumentada por parte dos transdutores que permitiu a realização dos ensaios sem qualquer amplificador de potência ou de escala. Este resultado revelou-se original, não tendo sido encontrados, na literatura, registos semelhantes. As metodologias de interpretação dos resultados aferidos pelos ensaios com os transdutores ultra-sónicos consistiram num dos principais pontos de investigação deste trabalho.

Em acréscimo, os resultados muito consistentes relativamente ao comportamento das areias cimentadas, apresentaram uma possibilidade inovadora. Em inúmeros trabalhos efectuados sobre este

tipo de solos, foi utilizado como premissa de base para o cálculo geotécnico, que em deformações muito pequenas, o comportamento do meio poder ser associado a um puramente elástico. Trinta e dois resultados experimentais, divididos em três análises diferentes do presente trabalho, apontam em sentido contrário desta premissa. Em contrapartida, dada a consistência das verificações, a hipótese do comportamento do solo-cimento associado a muito pequenas deformações seguir uma lei viscoelástica ganhou sustentabilidade. Na sequência desta investigação, ficou a convicção de que não é impossível que as areias cimentadas sigam um comportamento puramente elástico, mesmo para deformações na ordem de 10^{-6} .

Os ensaios executados ao longo do trabalho demonstraram que o módulo de distorção dinâmico, o módulo de elasticidade dinâmico e o módulo confinado dinâmico aumentam em função do aumento do teor de cimento e do aumento de grau de compactação. Ficou provado que as variações temporais dos parâmetros dinâmicos referidos seguem melhor uma distribuição logarítmica em detrimento da função potencial, previamente aceite. O cálculo do coeficiente de *Poisson* dinâmico permitiu a avaliação da variação da razão V_L^2/V_S^2 em função do índice de vazios e quantidade de cimento. Para baixos teores em cimento, o quociente dos quadrados das velocidades das ondas sísmicas é principalmente governado pela massa volúmica. Alternativamente, para teores em cimento mais elevados, a relação cresce para valores próximos dos atingidos no betão.

Foi ainda provada a possibilidade da criação de um parâmetro que permite estimar o módulo de distorção dinâmico, o módulo de elasticidade dinâmico e o módulo confinado dinâmico. Esse parâmetro foi definido em função da relação entre a porosidade e o teor em cimento, está, por isso, também relacionado com o grau de compactação. Desta forma, é possível prever a rigidez dinâmica para qualquer combinação de massa volúmica e quantidade de cimento destas misturas a partir de uma quantidade reduzida de amostras. Ficou provado que o expoente x (característico do solo), do parâmetro que permite estimar o módulo de distorção dinâmico, não apresenta variações no decurso da hidratação do cimento.

Uma das mais importantes conclusões desta dissertação foi a avaliação do grau de representatividade do coeficiente de *Poisson* dinâmico calculado a partir de cada um dos módulos dinâmicos. A combinação que apresentou melhores resultados foi a obtida a partir dos tempos de propagação das ondas longitudinais e de compressão, ou seja, do módulo de elasticidade e módulo confinado dinâmicos. Uma vez mais, a baixa resolução associada aos ensaios com *bender extender elements* não permitiu variações menores do que 25% no coeficiente de *Poisson* dinâmico para os provetes ensaiados. Por sua vez, este coeficiente demonstrou a sua aptidão na detecção de valores discrepantes e auxiliou, em inúmeros casos, na eliminação de registos, que se tinham revelado irrazoáveis através dos ensaios com *bender extender elements*. Promoveu ainda a repetição de alguns dos ensaios, pois foram detectados valores, fisicamente impossíveis de materializar, do coeficiente de *Poisson* dinâmico. Metaforicamente, as especificidades deste coeficiente retrataram algumas das características intrínsecas da investigação, pois os próprios objectivos transformaram-se em meios para a obtenção de novas conclusões.

Os resultados da análise espectral provaram que o “terceiro método”, introduzido neste trabalho, pode ser utilizado, com sucesso, para a caracterização do transmissor ultra-sónico para diferentes tipos de vibrações. Determinadas propriedades dinâmicas, como a amplitude, frequência, coeficientes de amortecimento e ângulos de fase foram obtidos para cada modo de vibração. A menor resposta do transmissor, que foi obtida para o impulso sinusoidal, apresentou-se em conformidade com os valores expectáveis. O impulso de onda quadrada produziu o espectro mais amplificado, em comparação com a onda sinusoidal que denotou apenas 60% da voltagem da onda quadrada. No entanto, o somatório de

sinusóides provou atingir maior eficácia nos ensaios com provetes de maior coeficiente de amortecimento. O efeito da utilização dos cones de acoplamento, adicionalmente ao conceito inicial de redução da chegada de ondas de superfície, provocou menores efeitos de vizinhança. Para além destes resultados, a análise espectral permitiu ainda concluir que os impulsos gerados ao longo do eixo longitudinal nos provetes provocam, para além de ressonâncias longitudinais, ressonâncias axissimétricas.

Da análise comparativa entre os ensaios realizados nos laboratórios da FEUP e da *University of Waterloo*, resultou a confirmação da propagação de ondas longitudinais para os impulsos gerados com os transdutores de frequência nominal de 50 kHz. Desta forma, concluiu-se pela inadequação do critério apresentado por Khan *et al.* (2007) para a distinção entre as condições de propagação das ondas longitudinais e de compressão. Tendo em conta que as velocidades calculadas no Laboratório de Geotecnia da FEUP consistem, de facto, em ondas longitudinais e transversais, os resultados para os provetes de rochas ficaram consequentemente validados.

5.2 – PROPOSTAS PARA FUTURAS INVESTIGAÇÕES

Serão, no presente ponto, apresentadas propostas para futuras investigações a partir dos resultados desta dissertação. Serão, adicionalmente, referidas investigações que o autor deste trabalho considera necessárias e que gostaria que tivessem sido objecto de análise previamente à elaboração desta dissertação.

Durante a realização do presente trabalho, verificou-se a necessidade de estudar exaustivamente determinadas questões que foram surgindo ao longo da investigação, ainda que muitos desses pontos estivessem fora do âmbito do trabalho. Por conseguinte, propõem-se diversas investigações localizadas merecedoras de análise.

A confirmar-se a hipótese do comportamento viscoelástico das areias cimentadas urge a definição de novos modelos comportamentais que expliquem as deformações em função dos esforços exercidos nos provetes. Tratando-se da proposta de investigação mais complexa, deverá ser efectuada num programa de doutoramento e por um grupo de investigadores familiarizados com a modelação do comportamento não linear dos solos para deformações de serviço. Estima-se que as areias cimentadas possuam um comportamento viscoelástico associado a deformações muito pequenas próximo do betão. Assim, uma colaboração entre os departamentos de Estruturas e Geotecnia será vantajosa.

O comportamento aparentemente viscoelástico verificado pode estar na origem da subestimação da grandeza dos deslocamentos impostos pelos ensaios com transdutores ultra-sónicos. Esta indeterminação pode ser descortinada e solucionada através de análises de elementos finitos dos provetes submetidos a este tipo de testes.

A análise espectral, que provou a sua utilidade na caracterização das propriedades dinâmicas longitudinais, deverá ser também implementada para as ondas transversais. Esta recomendação visa melhorar os resultados oferecidos pelos *bender elements* que posteriormente poderão ser comparados com os ensaios com transdutores ultra-sónicos transversais.

A transposição directa dos módulos dinâmicos para os seus valores de serviço deverá ser exaustivamente estudada. No presente trabalho, não foi possível proceder a esta comparação em virtude das estritas imposições de tempo. No entanto, espera-se que o grau de dificuldade associado a esta investigação não seja elevado. Os módulos de elasticidade dinâmicos são de acessível determinação e os módulos de elasticidade para deformações correntes são determinados por um

ensaio de compressão uniaxial com instrumentação precisa. Destarte, as correlações entre cada um dos módulos não deverá apresentar dificuldades de maior.

O estudo da variação do coeficiente de *Poisson* em função da plêiade de deformações impostas promete revelar-se como um objectivo de maior complexidade. Os resultados obtidos nos provetes de rochas revelam uma variação ténue deste parâmetro. Os coeficientes de *Poisson* dinâmicos calculados demonstraram concordância com os valores encontrados na bibliografia para deformações correntes. No entanto, ficou patenteada, neste trabalho, a extrema sensibilidade deste parâmetro à resolução dos registos das velocidades das ondas. Desta forma, sugere-se que as investigações principiem em materiais puramente elásticos, em regime de deformações de serviço, e em materiais puramente viscoelásticos e homogéneos. Em segunda instância deverá proceder-se às análises dos resultados, aplicando as mesmas metodologias para materiais como o betão e o solo-cimento.

A última proposta reside no estudo das variações dos módulos de distorção e elasticidade dinâmicos em função do teor em cimento e do grau de compactação, isoladamente (este estudo não foi inteiramente possível, neste trabalho, devido à escolha não objectivada para este fim das combinações de massas volúmicas e teores em cimento). Partindo desses resultados, poderão determinar-se curvas de isorigidez para as diferentes combinações sobrepostas, consistindo, portanto, numa alternativa ao parâmetro I_{VC} apresentado por Rios Silva *et al.* (2009).

BIBLIOGRAFIA

- Abbiss, C. P. (1981) *Shear Wave Measurements of Elasticity of the Ground*. Géotechnique, Vol. 31, n.º 1, pp. 721 – 726.
- ABCP (2002). Associação Brasileira de Cimento Portland – Guia Básico de Utilização de Cimento Portland. 7ª Ed., São Paulo.
- Acar, Y. B.; El-Tahir, A. E. (1986) *Low Strain Dynamic Properties of Artificially Cemented Sand*. Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 112, n.º GT11, Nov, pp. 1001 – 1015.
- AENOR (1996). Asociación Española de Normalización y Certificación. UNE – 41240. – *Cales para Construcción. Parte1: Definiciones, Especificaciones y criterios de Conformidad*, Madrid, Part 1.
- Aggour, M. S.; Tawfiq, K. S.; Taha, M. R. (1988) *Impulse and Random Testing of Soils*. Conference on Earthquake Engineering and Soil Dynamics, 2, Recent Advances in Ground-Motion Evaluation, ASCE, pp. 346 – 358.
- Amini, F.; Tawfiq, K. S.; Aggour, M. S. (1988) *Cohesionless Soil Behaviour Under Random Excitation Conditions*. Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 114, n.º GT8, pp. 896 – 914.
- Anderson, D. G.; Richart, F. E. Jr. (1974) *Temperature Effects on Shear Wave Velocity in Clays*. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 100, n.º GT12, Dec., pp. 1316 – 1320.
- Anderson, D. G.; Stokoe, K. H. II (1978) *Shear Modulus: a Time-Dependent Soil Property*. Dynamic Geotechnical Testing, ASTM – STP 654.
- Arulnathan, R.; Boulanger, R. W.; Riemer, M. F. (1998) *Analysis of bender element tests*. Geotechnical Testing Journal, Vol. 21, n.º 2, pp. 121 – 131.
- ASTM (2000) *Designation: D 4014-92. Standard test methods for modulus and damping of soils by resonant-column method*. Annual Book of ASTM Standards, West Conshocken, PA 04(08).
- ASTM (2002) *ASTM Standard C597.02. Standard Test Method for Pulse Velocity Through Concrete*. ASTM International. West Conshocken, PA, www.astm.org.
- ASTM D 3282 (1993) – *Standard Practice for Classification of Soils and Soil-Aggregate Mixtures for Highway Construction Purposes*.
- Athanasopoulos, G. A.; Richart, F. E. Jr. (1981) *Creep Effects on Low-Amplitude Modulus of Clays*. International Conference on Recent Advances in Geotechnical Engineering and Soil Dynamics, St. Louis, Mo. Proceedings, Vol. 1, pp. 27 – 32.
- ATIC (1993) Associação de Normas Técnicas de Indústria do Cimento. *Pistas de Solo-Cimento*. Boletim Técnico n.º 13.
- Atkinson, J. H. (1991) *Experimental Determination of Soil Properties*. Proceedings of the 10th European Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Firenze, Vol. 3, pp. 487 – 508.
- Azambuja, R. M. B. (2004) *Comportamento Mecânico e Hidráulico de Misturas de Solo-Cimento-Bentonita para Aplicação de Barreiras Verticais de Contenção de Contaminantes*. Dissertação de Mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, p. 98.
- Azevedo, I. C. D.; Marques, E. A. G. (2002) *Introdução à Mecânica das Rochas*. Cadernos Didáticos 85, Editora UFV, São Paulo, pp. 144 – 187.

- Barros, J. M. C. (1997) *Factores que Afectam o Módulo de Distorção dos Solos*. Dissertação de Doutoramento em Engenharia, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, Vol. 2, pp. 24 – 138; Vol. III, pp. 3 – 295.
- Biot, M. A. (1956) *Theory of Propagation of Elastic Waves in a Fluid-Saturated Pours Solid*. Journal of Acoustical Society of America, Vol. 28, pp. 168 – 191.
- Blitz, J.; Simpson, G. (1996) *Ultrasonic Methods of Non-destructive Testing*. Chapman & Hall.
- Bodare, A.; Massarsch, K. R. (1984). *Determination of Shear Wave Velocity by Different Cross-Hole methods*. Proceedings of the 8th World Conference on Earthquake Engineering, san Francisco, pp. 39 – 45.
- Bolton, M. D.; Wilson, J. M. R. (1989) *An Experimental and Theoretical Comparison between Static and Dynamic Torsional Soil Tests*, Géotechnique 39, n.º 4, pp. 585 – 599.
- Botl, B. A. (1978) *Earthquakes*. W. H. Freeman and Company, New York.
- Bracale, A.; Caramia, P.; Carpinelli, G. (2007) *Adaptive Prony Method for Wave-form Distortion Detection in Power Systems*. Electrical Power and Energy Systems, Vol. 29, pp. 371 – 379.
- Brignoli, E. G. M.; Stokoe, K. H. II (1996) *Measurement of shear Waves in Laboratory Specimens by Means of Piezoelectric transducers*. Geotechnical Testing Journal, Vol. 19, n.º 4, pp. 385 – 397.
- Carneiro, A. (2008). *Parâmetros-chave de controlo do comportamento resiliente de saibros estabilizados com cimento*. Dissertação de Mestrado em Engenharia, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, pp. 52 – 78.
- Cartz, L. (1995) *Nondestructive Testing*. ASM The Materials Information Society.
- Cascante, G.; Najjaran, H.; Crespi, P. (2008) *Nondestructive evaluation of brick walls-fuzzy logic analysis*. Journal of Infrastructure Systems, ASCE.
- Catton, M- D. (1962). *Soil-Cement Technology – A Résumé*. Research and Development Laboratories of the Portland Cement Association: Bulletin 136. Reprinted from the Journal of PCA Research and Development Laboratories, Vol. 4, n.º 1, pp 13 – 21.
- Consoli, N. (2008). *Apostila de Fundações da Escola de Engenharia da Universidade Federal do Rio Grande do Sul*. ENG 1142, pp. 243 – 244.
- Consoli, N. C.; Viana da Fonseca, A.; Foppa, D.; Festugato, L.; (2005) *Análise de Variáveis-Chave no Controle da Resistência Mecânica de Solos Artificialmente Cimentados*, Porto Alegre.
- Cunny, R. W.; Fry, Z. B. (1973) *Vibratory In-Situ and Laboratory Soil Moduli Compared*. Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, Vol. 99, n.º SM12, pp. 1055 – 1076.
- Davies, D. R. (1948) *Shock Waves in Air at Very High Pressures*. Proc. Phys., Vol. 61, n.º 2, pp. 61 – 105.
- Deere, D. U. (1968) *Geological Consideration*. Stagg KG, Zienkiewicz OC Editions, Rock mechanics in engineering practice, New York, Wiley, pp. 122 – 129.
- DNIT (2004). Departamento Nacional de Infra-Estrutura de Transporte Manual de Pavimentação – *Execução de sub-base de solo-cimento*, São Paulo.

- Dyvik, R.; Madshus, C. (1985) *Lab Measurements of Gmax using bender elements*. Proceeding ASCE Annual Convention: Advances in the arte of testing soils undes cyclic conditions, Detroit, Michigan, pp. 186 – 197.
- Edil, T. B.; Luh, G. H. (1978) *Dynamic Modulus and Damping Relationships for Sands*. Specialty Conference on Earthquake Engineering and Soil Dynamics, ASCE, Vol. 1, Pasadena, California, pp. 34 – 409.
- Elmore, W. C.; Heald, M. A. (1969) *Physics of Waves*. Dover Editions, pp. 7 – 41.
- Fahey, M. (1998) *Deformation and in situ Stress Measurement*. Geotechnical Site Characterization. Robertson & Mayne (eds.). Balkema, Rotterdam, pp. 49 – 68.
- Fahey, M.; Carter, J. P. (1993) *A Finite Element Study of the Pressuremeter Test in Sand Using a Nonlinear Elastic Plastic Model*. Canadian Geotechnical Journal, Vol. 30, pp. 349 – 362.
- Felt, E. J. *Factors Influencing Physical Properties of Soil-cement Mixtures*. Research and Development Laboratories of the Portland Cement Association: Bulletin D5. Authorized Reprint from Bulletin 108 of the Highway Research Board, 1955, p. 138.
- Ferreira, C. (2009) *The Use of Seismic Wave Velocities in the Measurement of Stiffness of a Residual Soil*. Dissertação de Doutoramento em Engenharia, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto (em publicação).
- Ferreira, C. (2003) *Implementação e Aplicação de Transdutores Piezoeléctricos na Determinação de Velocidades de Ondas Sísmicas em Provetes. Avaliação da Qualidade de Amostragem em Solos Residuais*. Dissertação de Mestrado em Engenharia, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, pp. 10 – 235.
- Foppa, D. (2005). *Análise de Variáveis-Chave no Controle da Resistência Mecânica de Solos Artificialmente Cimentados*. Dissertação de Mestrado em Engenharia – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da UFRGS, Porto Alegre.
- Fourmaintraux, D. (1976) *Effects of Microfissures on the Engineering Properties of the Marble*. Springer Editions, Berlin, pp. 33 – 37.
- Garoosi, V.; Jansen, H. (2000) *Development and Evaluation of the Piecewise Spectrum Method for Evoked Potential Analysis*. IEEE Transactions on Biomedical Engineering, Vol. 47, pp. 1549 – 1554.
- Gomes Correia, A. (2004). *Evaluation of mechanical properties of unbound granular materials for pavements and rail tracks*. International Seminar on Geotechnics in Pavement and Railway Design and Construction, pp. 35 – 70
- Gomes Correia, A.; Marques, F. (2002). *Comportamento de um agregado granítico no domínio das pequenas deformações*. Actas do 8º Congresso Nacional de Geotecnia, Vol. 1, Lisboa, pp. 495 – 504.
- Graff, K. F. (1991) *Wave Motion in Elastic Solids*. Dover Publications, Oxford, UK, pp. 11 – 217.
- Greening, P. D.; Nash, D. F. T. (2002) *Frequency Domain determination of G_0 using bender elements*. ASTM Journal of Geotechnical Testing.
- Hardin, B. O.; Black, W. L. (1968) *Vibration Modulus of Normally Consolidated Clays*. Journal of Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE, Vol. 94, n.º SM2, pp 353 – 369.
- Hardin, B. O.; Black, W. L. (1969) *Closure to: Vibration modulus of normally consolidated clays*. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 95, n.º 6, 1531 – 1537.

- Hardin, B. O.; Drnevich, V. P. (1972) *Shear Modulus and Damping in Soils: design equations and curves*. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 98, n.º 7, pp. 667 – 692.
- Hardin, B. O.; Richart, F. E. Jr. (1963) *Elastic Wave Velocities in Granular Soils*. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol. 89, n.º 1, pp. 33 – 65.
- Hopkinson, B. (1914) *Stress Waves in Solids*. Dover Phoenix Editions, London, UK, pp. 23 – 25
- Horpibulsuk, S.; Miura, N.; Nagaraj; T. S. (2003). *Assessment of Strength Development in Cement-Admixed High Water Content Clays with Abram's Law as Basis*. Geotéchnique, London, Vol. 53, n.º 4, pp. 439 – 444.
- Hudson, N. (1989) *Soil Conservation*. Batsford Editions, London, pp. 259 – 268.
- Ingles, O. G.; Metcalf, (1972). *J. B. Soil Stabilization – Principals and Practice*. Australia: Butterworths pty. Limited, p. 366.
- Isenhower, W. M.; Stokoe, K. H. II (1981) *Strain-Rate Dependent Shear Modulus of San Francisco Bay Mud*. International Conference on Recent Advances In Geotechnical Earthquake Engineering and Soil Dynamics, St. Louis, MO. Proceedings, Vol. II, pp 597 – 602.
- Ismail, M. A.; Joer, H. A.; Sim, W. H.; Randolph, M. F. (2002) *Effect of Cement Type on Shear Behaviour of Cemented Calcareous Soil*. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, June de 2002, Vol. 529, pp. 342 – 539.
- Iwasaki, T.; Tatsuka, F. (1978) *Shear Moduli of Sands Under Cyclic Torsional Shear Loading*. Soils and Foundations, Vol. 18, n.º 1, pp. 39 – 56.
- Jovicic, V.; Coop, M. R.; Simic, M. (1996) *Objective Criteria for Determining Gmax from bender element tests*. Géotechnique, Vol. 46, n.º 2, pp. 357 – 362.
- Kaarsberg, E. A. (1975) *Elastic Wave Velocity Measurements in Rocks and other Materials by phase-delay Methods*. Geophysics, Vol. 40, pp. 855 – 901.
- Khan, Z.; Cascante, G.; Naggar, M. H. E. (2007) *Measurement of Dynamic Properties of a Cemented Sand Using Ultrasonic Waves*. For Review Purposes Only/Aux Fins D'examen Seulement, pp. 97 – 108.
- Kolsky, H. (1949) *A Critical Study of the Wave Propagation in Solids*. Dover Publications, Vol. 3, New York, pp. 265 – 278.
- Kondner, R. B. (1963) *Hyperbolic Stress-Strain response: cohesive soils*. Journal of Soil Mechanics and Foundations Division, Vol. 89, No SM 1, pp. 115 – 143.
- Krizek, R. J.; McLean, F. G.; Gier, M. W. (1974) *Effect of Particle Characteristics on Wave Velocity*. Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 100, n.º GT1, pp 89 – 94.
- Lambe, T. W.; Whitman R. V. (1969) *Soil Mechanics (Wiley Series in Geotechnical Engineering*. Wiley Editions, London, pp. 234 – 252
- Lanarch W. J. (1960); *Relationship Between Dry Density, Voids/Cement Ratio and Strength of Soil-cement Mixtures*. Civil Engineering and Public Works Reviews. London: Lomax Erskine and Co., Vol 55, n.º 648, pp. 903 – 905.
- Landon, M.; DeGroot, D., and Sheahan, T. (2007) *Nondestructive sample quality assessment of a soft clay using shear wave velocity*. J. Geotech. And Geoenvir. Engrg., 133(4), pp. 24 – 432.

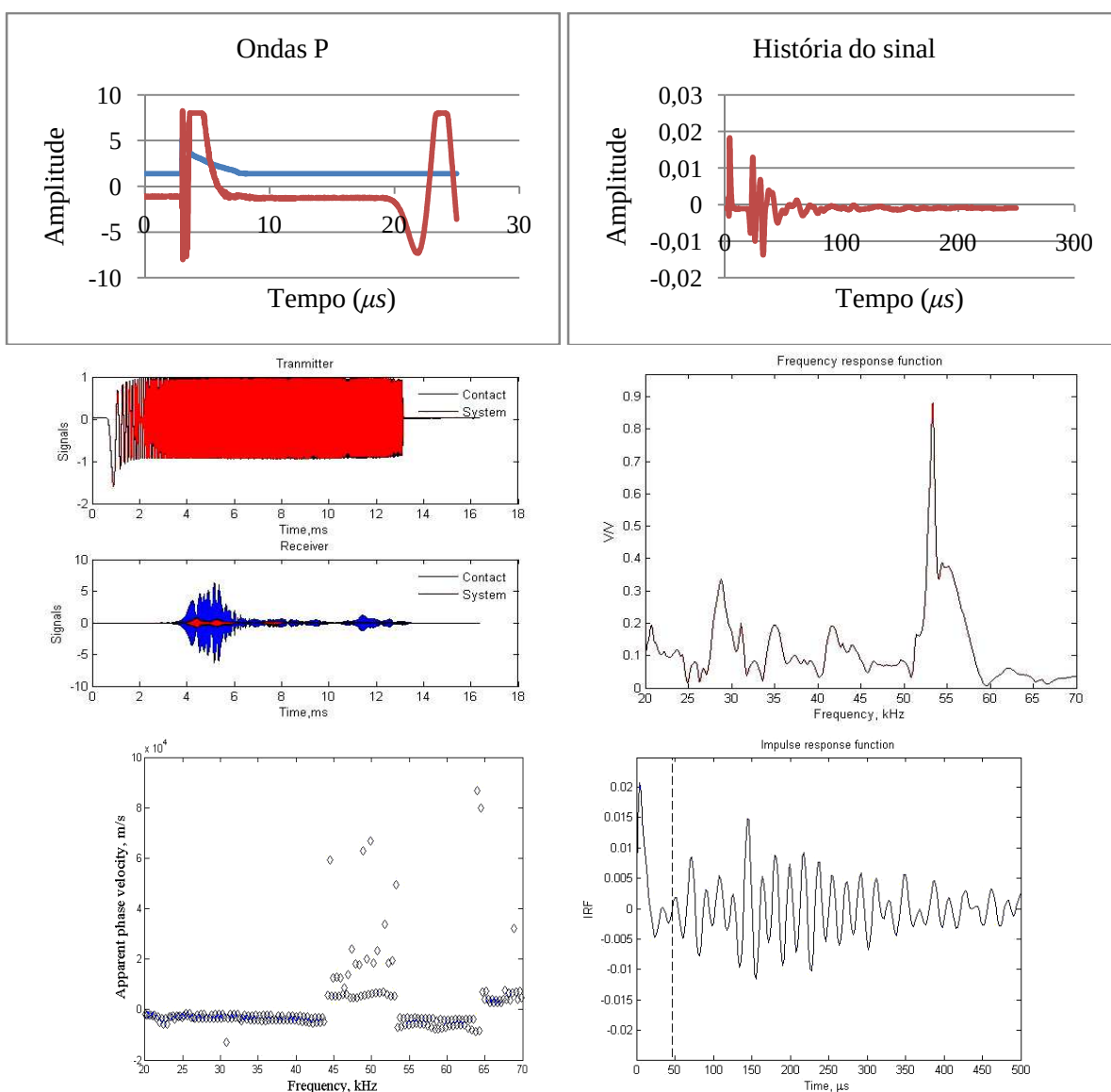
- Lee, J.; Santamarina, J. C. (2005) *Measuring shear Wave Velocity Using Bender*. Geotechnical Testing Journal, Vol. 28, n.º 5, pp. 97 – 112.
- Lings, M. L.; Greening, P. D. (2001) *A Novel bender/extender Element for Soil Testing*. Géotechnique, Vol. 51, n.º 8, pp. 713 – 717.
- LNEC E 264 (1972). *Solo-Cimento*. Ensaio de Compressão. Especificação do Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Lisboa.
- Lopes, A. U. S. (2007) *Reforço no Solo com Cimento, para Plataforma de Comboios de Alta Velocidade*. Relatório de Actividades de Estágio de Investigação a Iniciação Científica.
- Love, A. E. H. (1927) *A Treatise on the Mathematical Theory of Elasticity*. Dover Editions, pp. 9 – 53.
- Marple, S. L. (1987) *Digital Spectral Analysis with Applications*. Prentice Hall.
- Minguela, J. D. (2007). *Suelocemento*. Jornada Explanadas Estabilizadas Y Capas de Firms Tratadas com Cimento. Aspectos Práticos, Barcelona.
- Osborne, M. R.; Smyth, G. K. (1995) *A modified Prony Algorithm for Fitting Sums of Exponential Functions*. DIAM Journal of Scientific Computing, Vol. 16, pp. 119 – 138.
- Pliego de Prescripciones Técnicas Generales para Obras de Carreteras y Puentes – PG-3 (2004), Ministério de Fomento, Madrid.
- Portland Cement Association – PCA. (1971). *Soil-Cement Laboratory Handbook*
- Qian, X.; Gray, D. H.; Woods, R. D. (1993) *Voids and Granulometry: Effects on Shear Modulus of Unsaturated Sands*. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 119, n.º 2, pp. 295 – 314.
- Ray, R. P.; Woods; R. D. (1988) *Modulus and Damping Due to Uniform and Vaiable Cyclic Loading*. Journal of the Geotechnical Engineering, ASCE, Vol. 114, n.º 8, pp. 861 – 877.
- Richart, F. E. Jr.; Hall, J. R. Jr; Woods, R. D. (1970) *Vibrations os soils and foundations*. Prentice-Hall, Inc., Englewood Cliffs, NJ, pp. 331 – 245.
- Rios Silva, S.; Viana da Fonseca, A.; Consoli, N. C. (2009) *Strength and stiffness properties of mixtures of granitic soil-cement*. 17th International Conference on soil Mechanics & Geotechnical Engineering, Alexandria, Egypt (em publicação).
- Sanchez-Salineró, I.; Roesset, J. M.; Stokoe II, K. H. (1987) *Analytical Studies of Wave Propagation and Attenuation*. Geotechnical report n.º GR-86-15, Department of Civil Engineering, University of Texas at Austin.
- Santamarina, J. C.; Fam, M. A. (1997) *Discussion on Interpretation of bender element tests* (paper by Viggiani e Atkinson, 1995). Géotechnique, Vol. 47, n.º 4, pp. 873 – 877.
- Santamarina, J. C.; Klein, K. A.; Fam, M. A. (2001) *Soils and Waves Particulate Materials Behavior, Characterization and Process Monitoring*. John Wiley and Sons, New York.
- Santos, S. A.; Camacho-Tauta, J.; Parodi M.; Viana da Fonseca, A.; Ferreira, C. (2009) *Use of random vibrations to measure stiffness of soils*. Instituto Superior Técnico, Lisboa (em publicação).
- Sasche, W.; Pao, Y. H. (1978) *On the Determination of Phase and Group Velocities of Dispersive Waves in Solids*. Journal of Applied Physics, Vol. 49, n.º 8, pp. 4320 – 4237.

- Slivinskas, V.; Simonyte, V. (2006) *Estimation of Parameters of Impulse Responses of Mechanical Systems by Modified Prony Method*. Mechatronic Systems and Materials, Vol. 113, pp. 190 – 194.
- Squeglia, N.; Pallara, O.; Russo, S.; Lo Presti, D. (2009) *Innovative Use of Bender Elements in Triaxial Cell for the Measurement of G_0* . Earthquake Geotechnical engineering Satellite Conference 17th International Conference on Soil Mechanics & Geotechnical Engineering, Alexandria, Egypt (em publicação).
- Stokoe, K. H. II; Nazir, S. H.; Andrus, R. D. (1992) *In-Situ and Laboratory Measurements of Dynamic Properties of Cemented Granular Soils: a Case History*. US/Brazil Geotechnical Workshop on Applicability of Classical Soil Mechanics Principles to Structured Soils, Belo Horizonte. Proceedings, pp. 166 – 199.
- Tallavó, F.; Cascante, G.; Pandey, M. D. (2008) *New Methodology for Source Characterization in Pulse-Velocity Testing*. University of Waterloo, Canada (em publicação).
- Tallavó, F.; Cascante, G.; Pandey, M. D. (2009) *Dynamic Characterization of the Transmitter-Receiver System for Ultrasonic Testing*. University of Waterloo, Canada (em publicação).
- Tatsuoka, F.; Shibuya, S. (1992) *Deformation Characteristics of Soils and Rocks From Field and Laboratory Tests*. Report of the Institute of Industrial Science, University of Tokyo, Vol. 37, n.º 1, pp. 1 – 136.
- Timoshenko, S. P.; Goodier, J. N. (1970). *Theory of Elasticity*. McGraw-Hill International Editions, pp. 485 – 508.
- Tipler, P. A.; Mosca, G. (2006) *Física: Mecânica, Oscilações de Ondas, Termodinâmica*, LTC Edições, Vol. 1, n.º 1, 5ª Ed., Rio de Janeiro, pp. 209 – 354.
- Viana da Fonseca, A. (1996). *Geomecânica dos Solos Residuais do Granito do Porto*. Critérios de Dimensionamento de Fundações Directas. Dissertação de Doutoramento em Engenharia, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, pp. 134 – 252.
- Viana da Fonseca, A.; Coutinho R. Q. (2008) *Characterization of residual soils. Keynote Lecture of ISC'3*. Geotechnical and Geophysical Site Characterization, Ed. Huang, A – B & Mayne, P., pp. 195 – 248. Balkema, Taylor & Francis Group.
- Viana da Fonseca, A.; Ferreira, C.; Fahey, M. (2009) *A Framework interpreting bender element tests, combining time-domain and frequency domain methods*. Geotechnical Testing Journal, ASTM (Published in line Dec. 2008; and in the journal March of 2009, Vol. 32, n.º 2).
- Viggiani, G.; Atkinson, J. H. (1995) *Interpretation of bender element tests*. Géotechnique, Vol. 45, n.º 2, pp. 149 – 154.
- Vitali, O. (2008). *Efeito da Composição de Misturas de Solo-Cimento nos Parâmetros de rigidez e resistência*. Dissertação de Mestrado em Engenharia, Universidade Federal de São Paulo, pp. 25 – 87.
- Walid, D. I. F. (2007) *Cyclic Loadings on Cemented Soils Cured Under Stress*. Estágio de Investigação, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

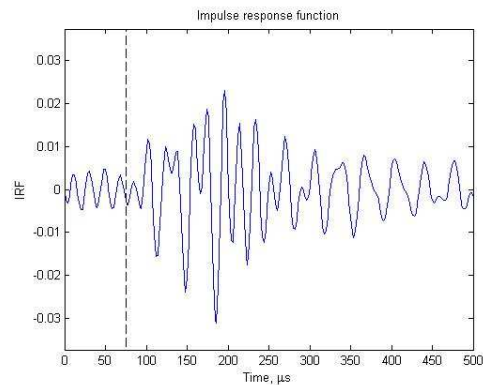
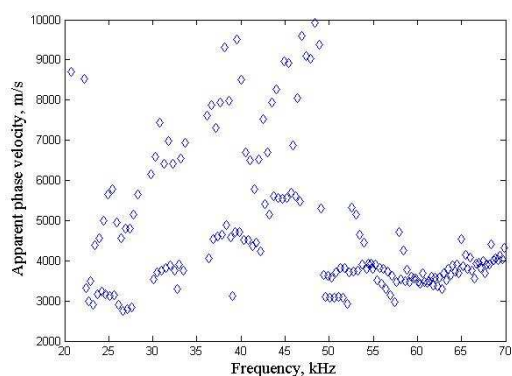
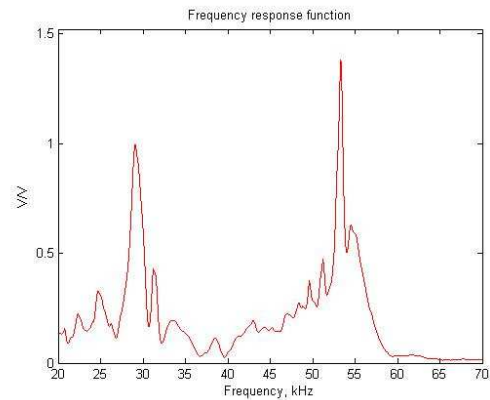
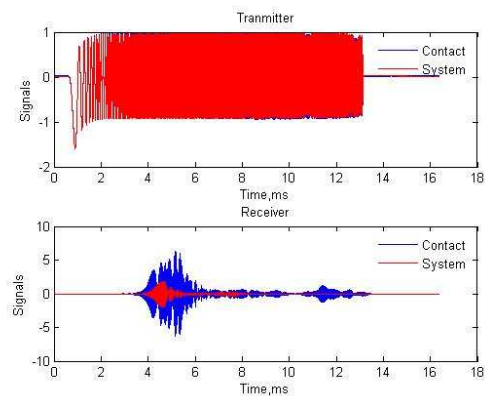
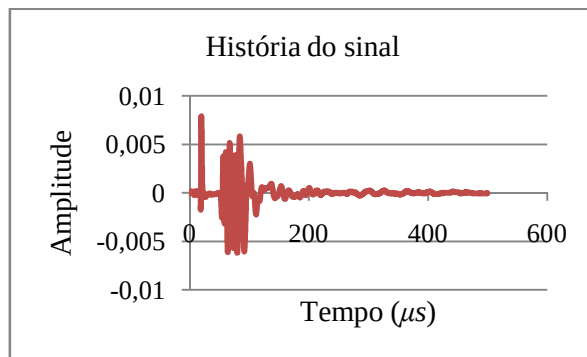
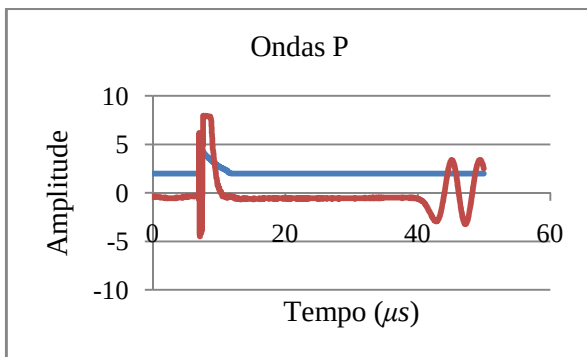
ANEXOS

Anexos A1 – Resultados dos ensaios no Laboratório de Geotecnia Não Destrutivo da UoW

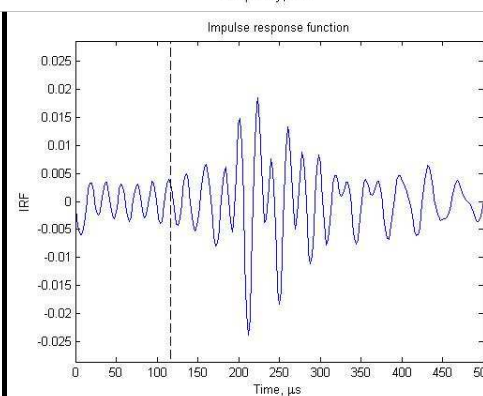
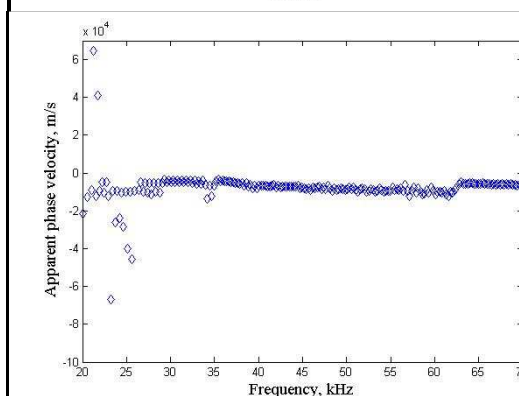
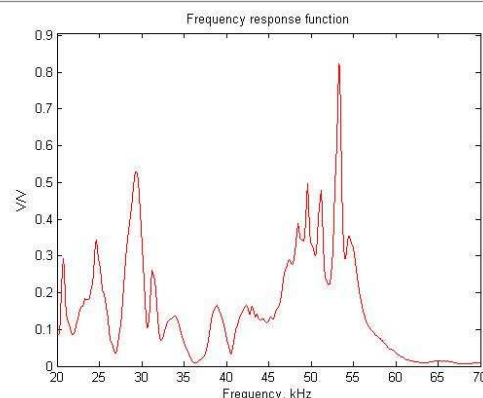
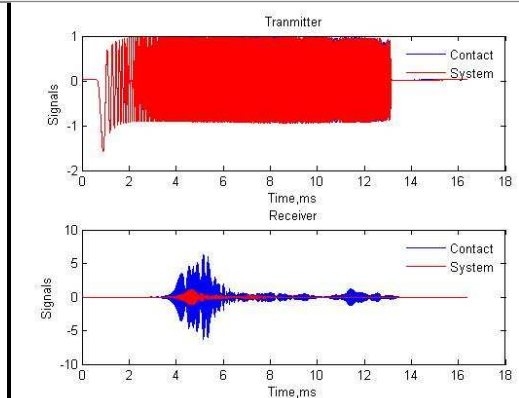
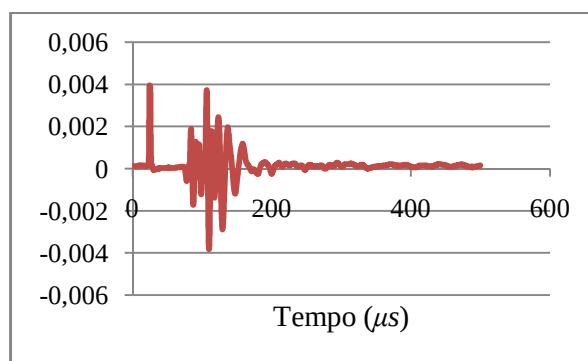
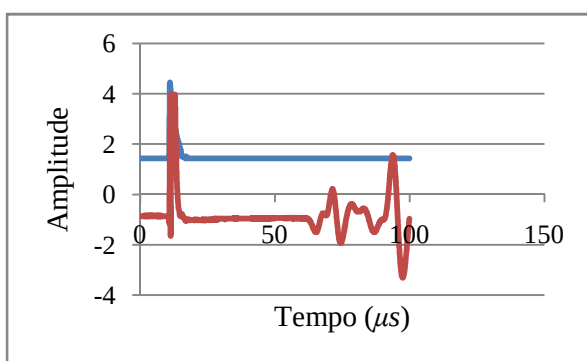
Designação do provete	A4-7%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	SIM
Ensaio de ondas transversais	NÃO
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	7%
Massa volúmica (kg/m^3)	1887
Comprimento (mm)	66,58
Diâmetro (mm)	70,96
Peso (gf)	422,98
Data de moldagem	13/03/2009



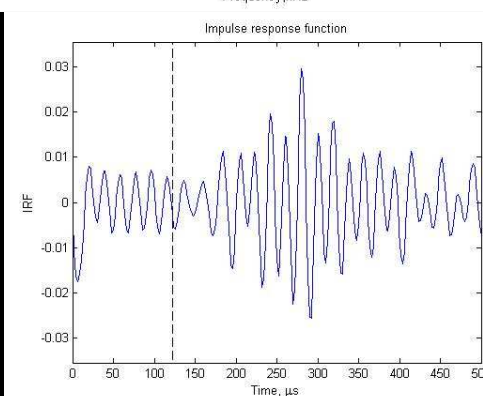
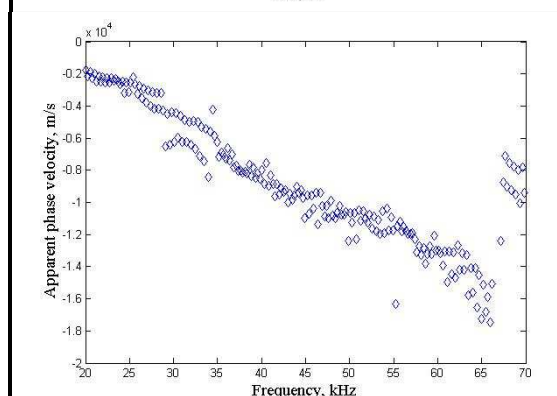
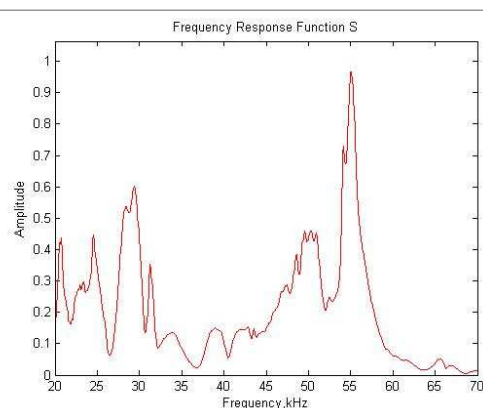
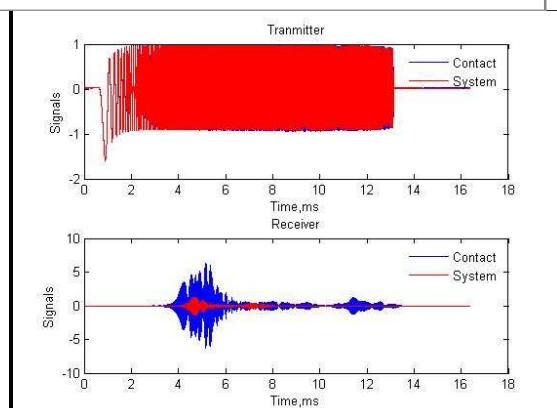
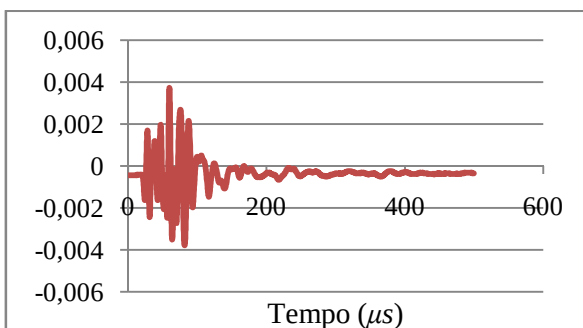
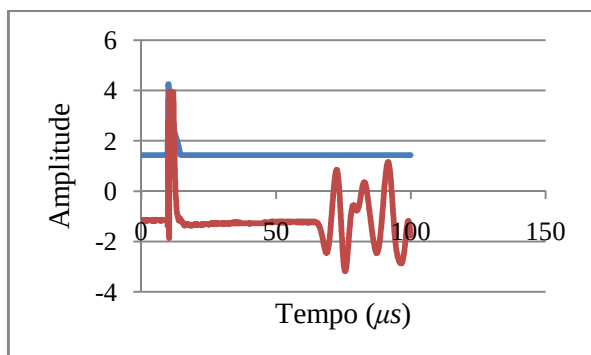
Designação do provete	A3-7%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	SIM
Ensaio de ondas transversais	NÃO
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	7%
Massa volúmica (kg/m^3)	1894
Comprimento (mm)	113,16
Diâmetro (mm)	70,94
Peso (gf)	847,37
Data de moldagem	12/03/2009



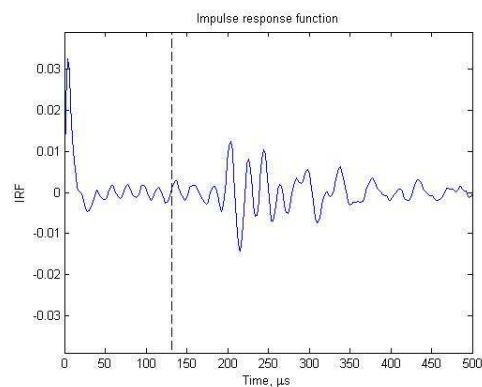
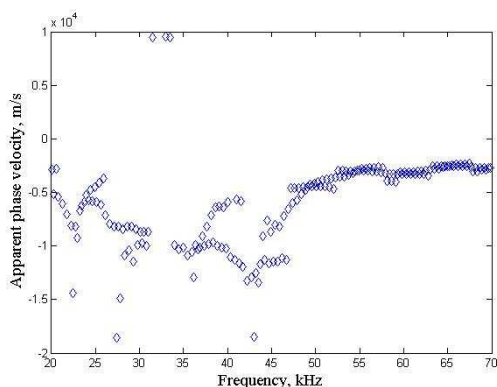
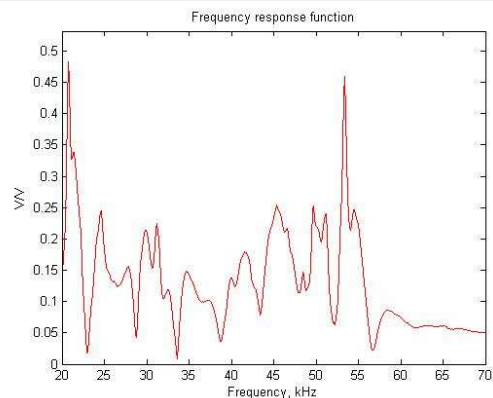
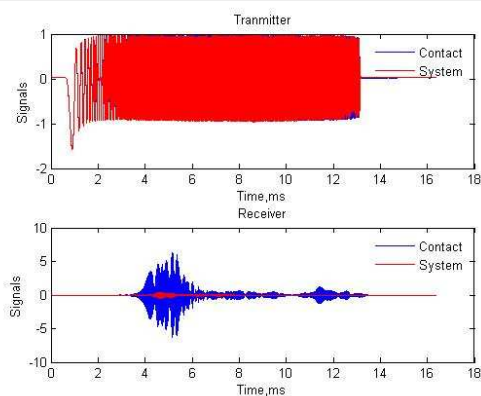
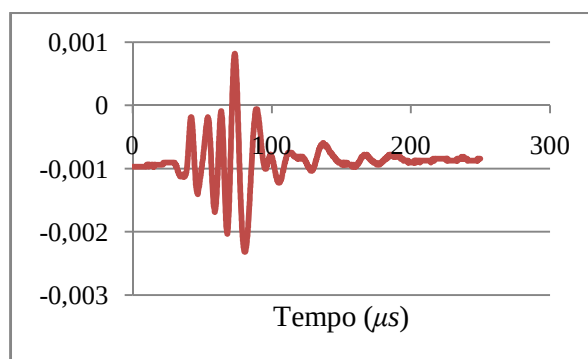
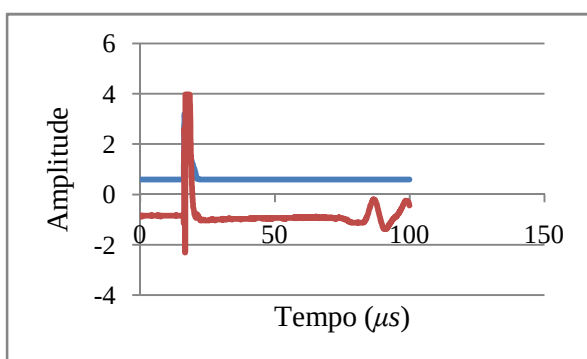
Designação do provete	A2-7%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	SIM
Ensaio de ondas transversais	NÃO
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	7%
Massa volúmica (kg/m^3)	1878
Comprimento (mm)	171,32
Diâmetro (mm)	70,98
Peso (gf)	1272,89
Data de moldagem	11/03/2009



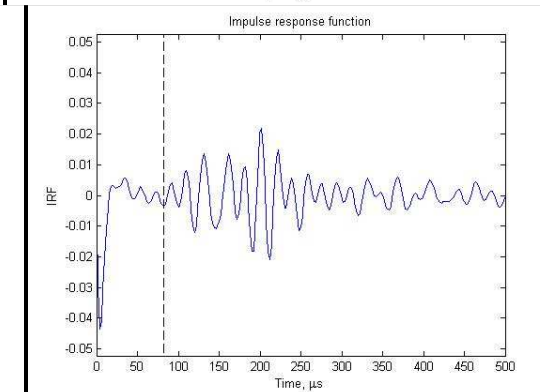
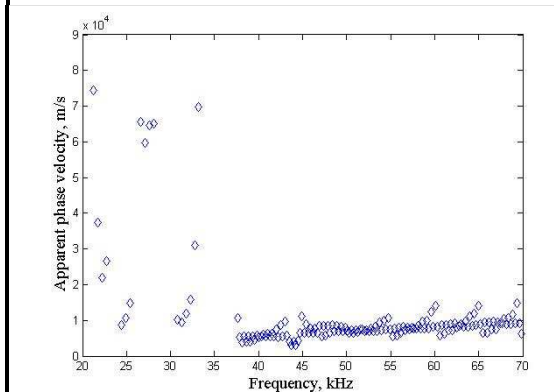
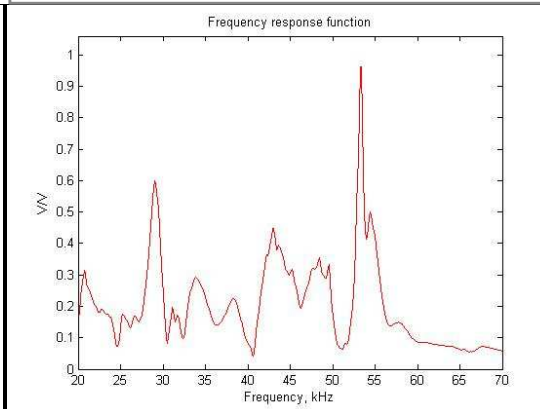
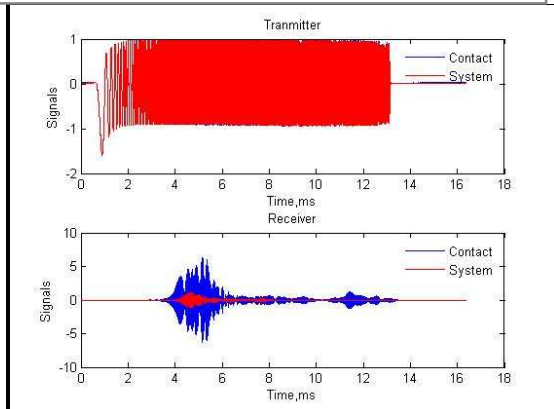
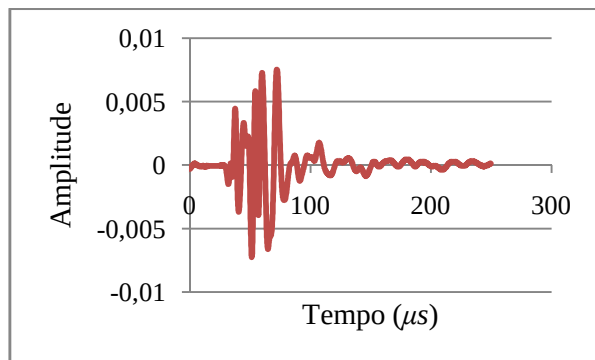
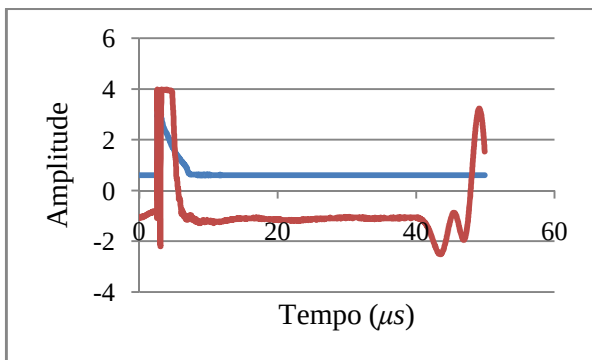
Designação do provete	A1-7%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	SIM
Ensaio de ondas transversais	NÃO
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	7%
Massa volúmica (kg/m^3)	1992
Comprimento (mm)	215,00
Diâmetro (mm)	70,10
Peso (gf)	1695,50
Data de moldagem	10/03/2009



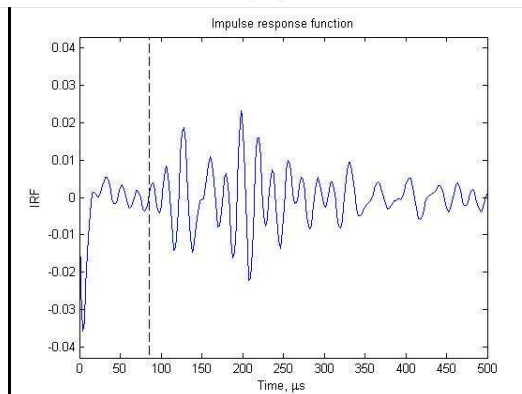
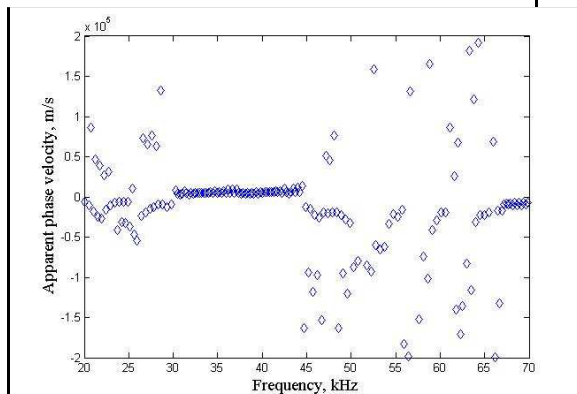
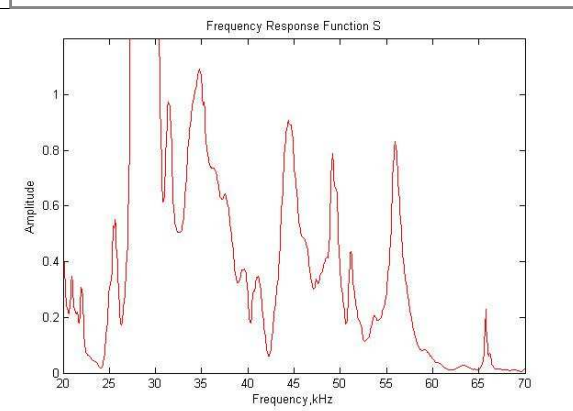
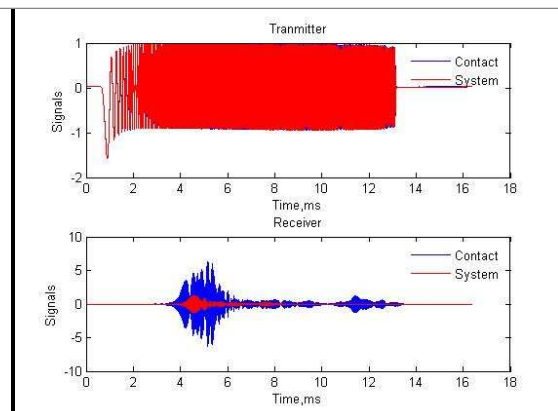
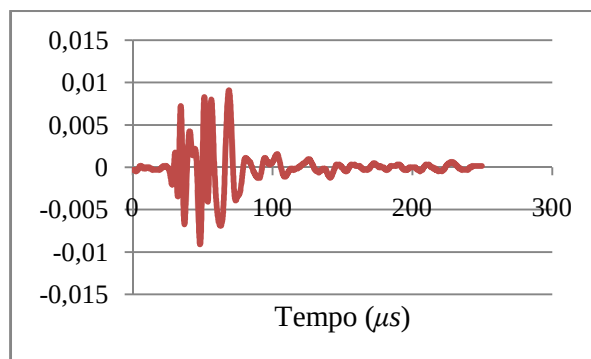
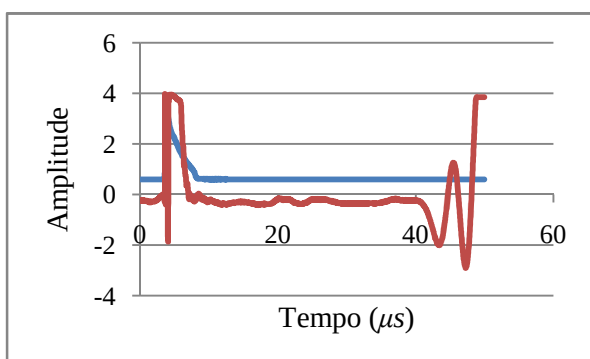
Designação do provete	C2%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	SIM
Ensaio de ondas transversais	NÃO
Ensaio temporais	SIM
Teor em cimento	2%
Massa volúmica (kg/m^3)	1857
Comprimento (mm)	136,48
Diâmetro (mm)	71,34
Peso (gf)	1013,02
Data de moldagem	19/02/2009



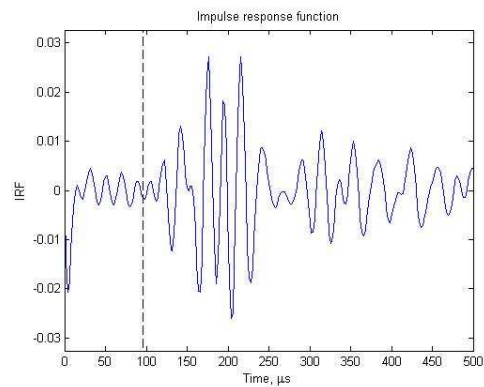
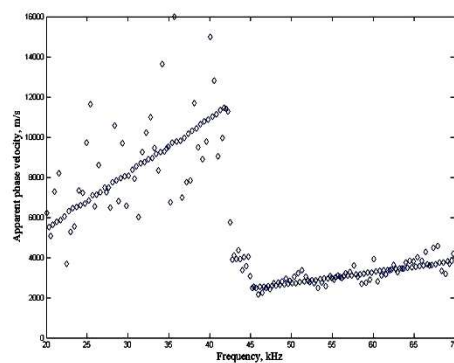
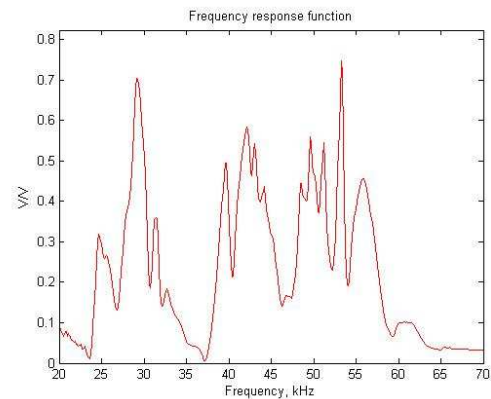
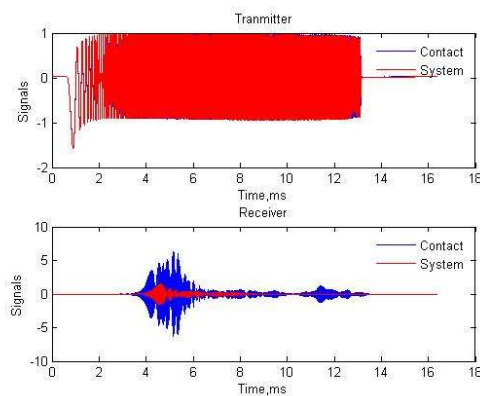
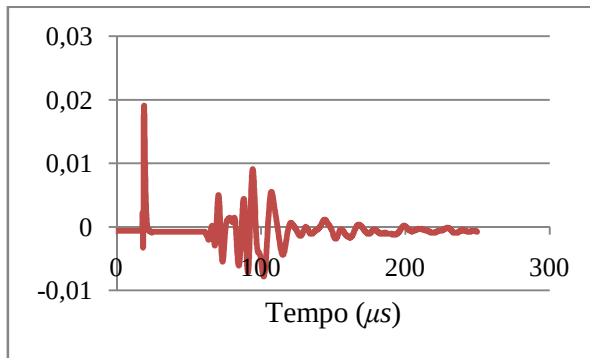
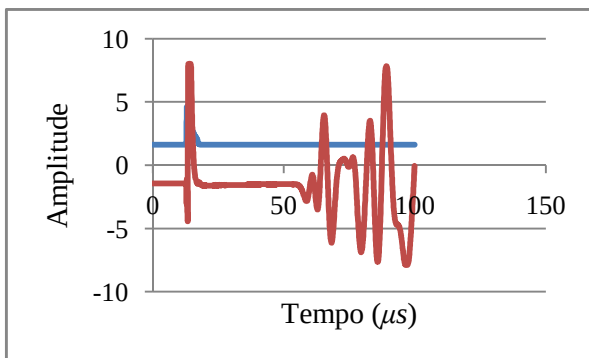
Designação do provete	C3%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	SIM
Ensaio de ondas transversais	NÃO
Ensaio temporais	SIM
Teor em cimento	3%
Massa volúmica (kg/m^3)	2046
Comprimento (mm)	137,40
Diâmetro (mm)	70,98
Peso (gf)	1106,73
Data de moldagem	19/02/2009



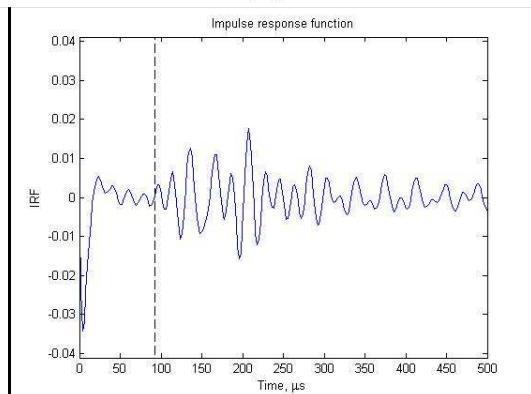
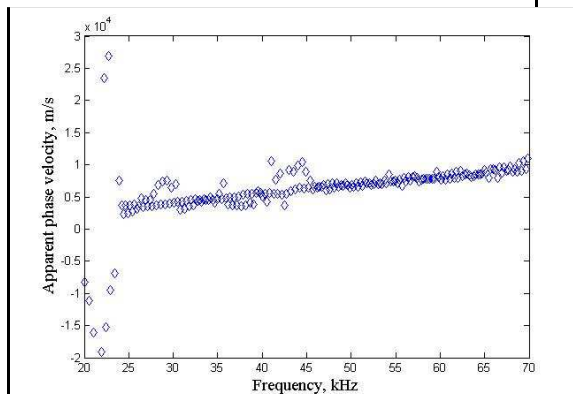
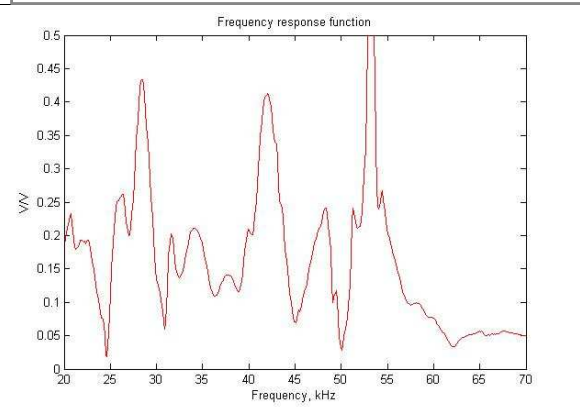
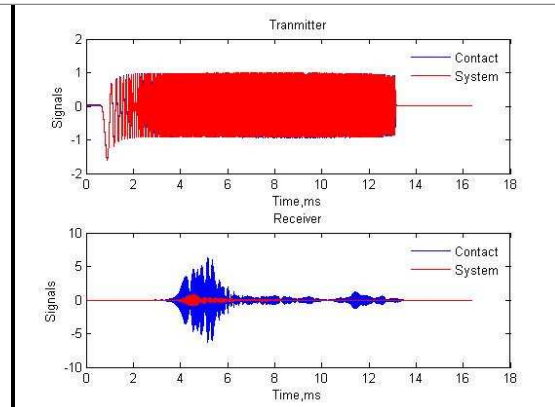
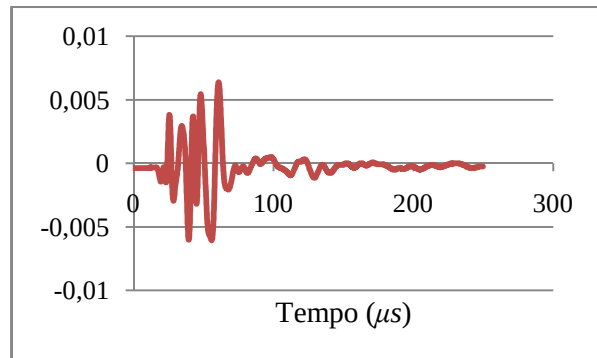
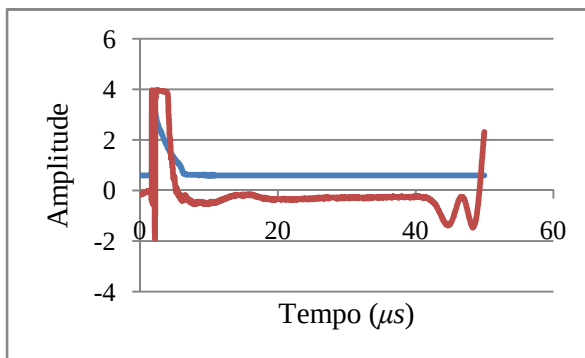
Designação do provete	C5%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	SIM
Ensaio de ondas transversais	NÃO
Ensaio temporais	SIM
Teor em cimento	5%
Massa volúmica (kg/m^3)	1973
Comprimento (mm)	135,92
Diâmetro (mm)	70,94
Peso (gf)	1059,82
Data de moldagem	23/02/2009



Designação do provete	C7%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	SIM
Ensaio de ondas transversais	NÃO
Ensaio temporais	SIM
Teor em cimento	7%
Massa volúmica (kg/m^3)	1878
Comprimento (mm)	136,18
Diâmetro (mm)	70,95
Peso (gf)	1010,88
Data de moldagem	25/02/2009

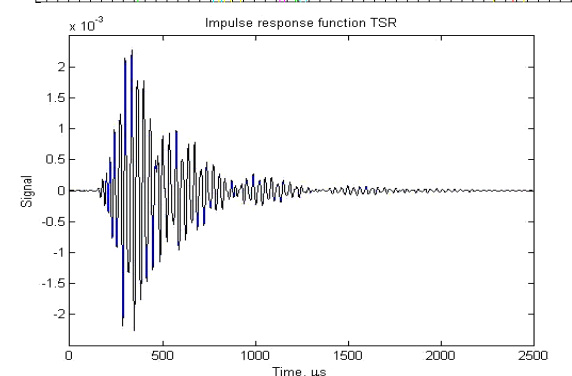
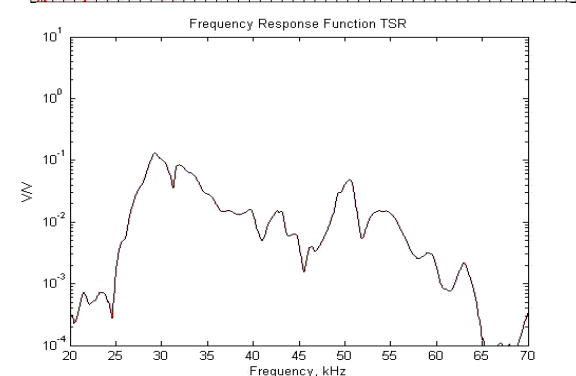
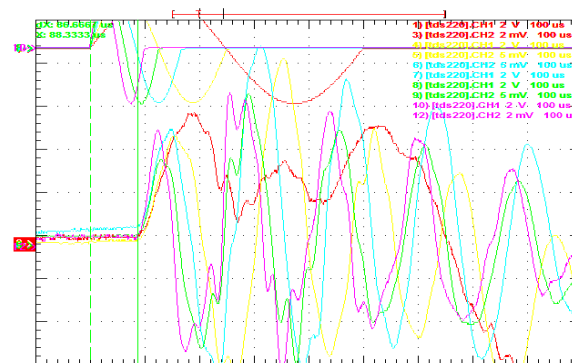
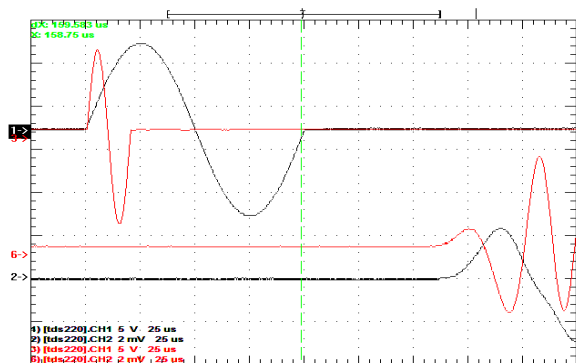
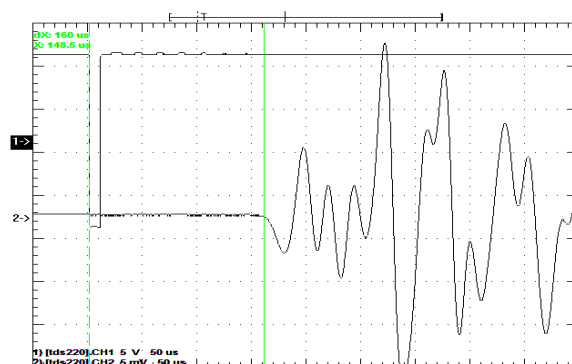
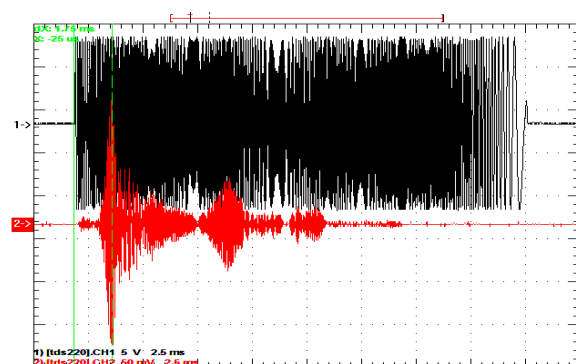


Designação do provete	V3%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	SIM
Ensaio de ondas transversais	NÃO
Ensaio temporais	SIM
Teor em cimento	3%
Massa volúmica (kg/m^3)	2049
Comprimento (mm)	136,74
Diâmetro (mm)	70,93
Peso (gf)	1107,22
Data de moldagem	23/02/2009

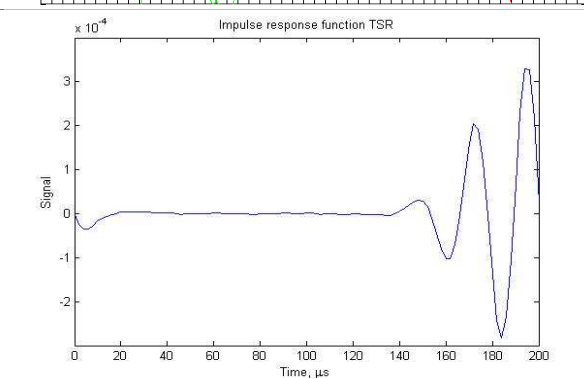
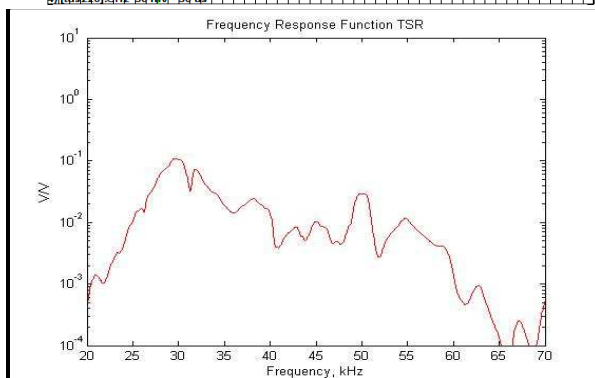
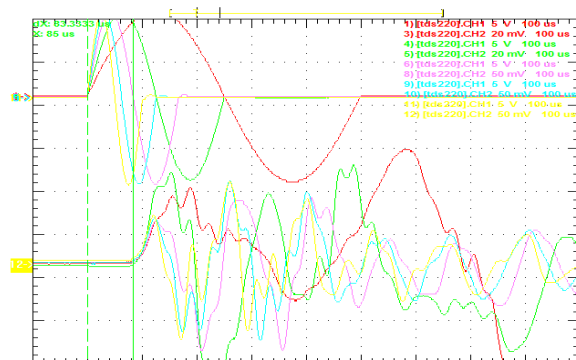
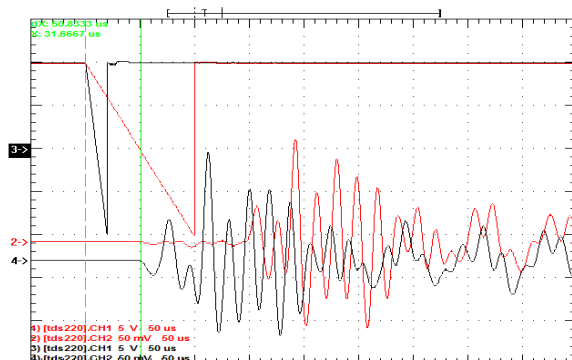
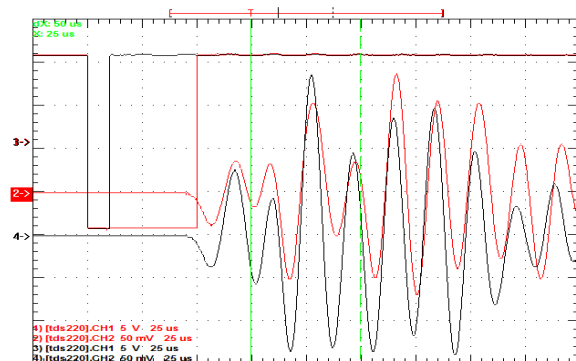
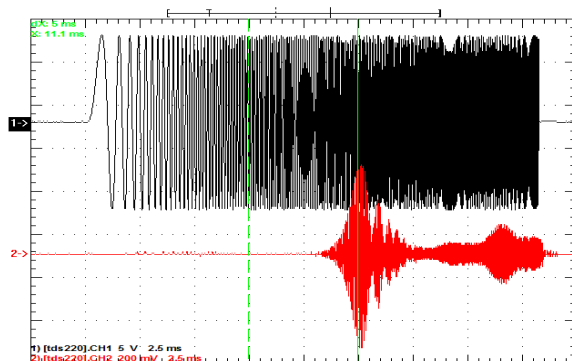


Anexos A2 – Resultados dos ensaaios no Laboratório de Geotecnia FEUP

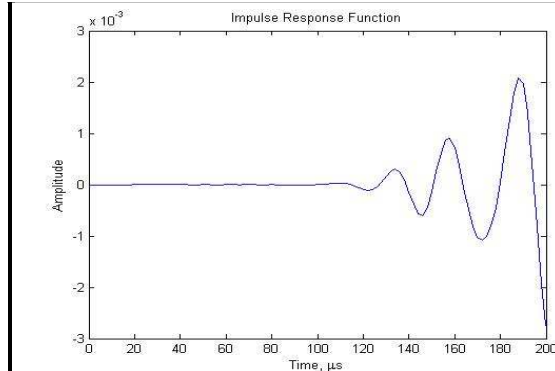
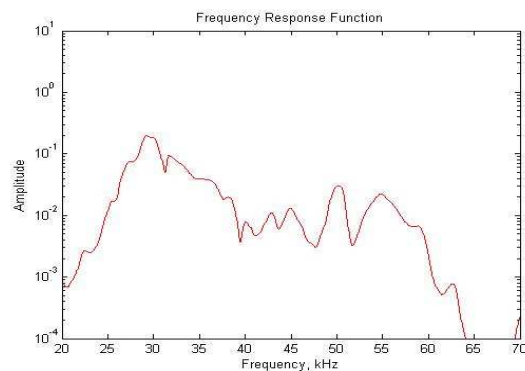
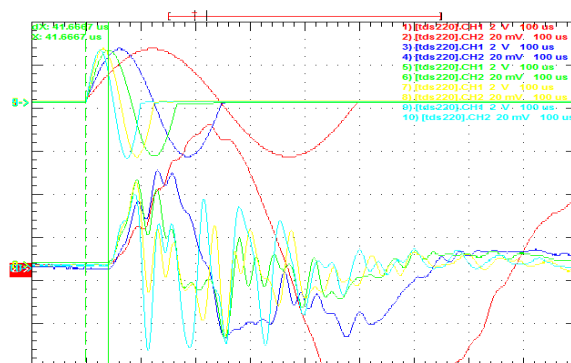
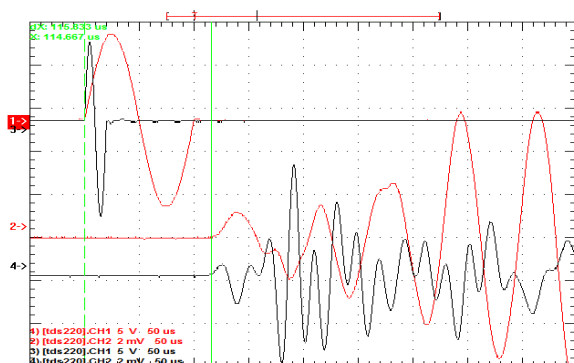
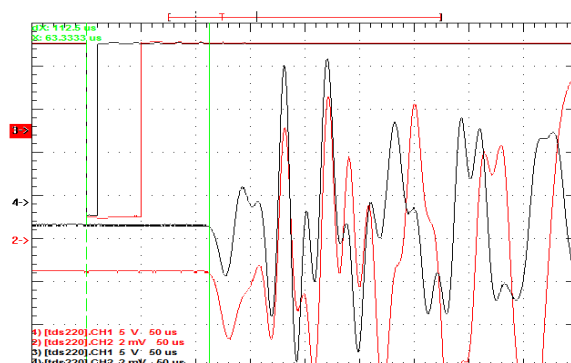
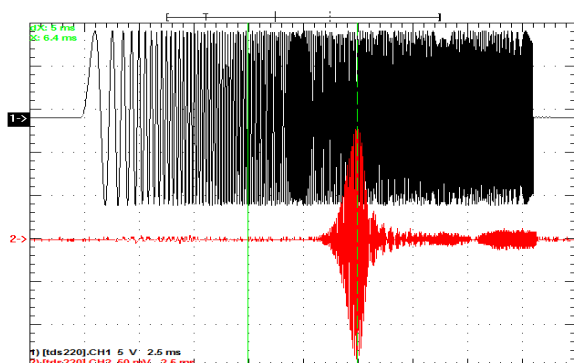
Designação do provete	V2%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	NÃO
Ensaio de ondas transversais	SIM
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	2%
Massa volúmica (kg/m^3)	1870
Comprimento (mm)	136,68
Diâmetro (mm)	70,99
Peso (gf)	1011,68
Data de moldagem	25/02/2009



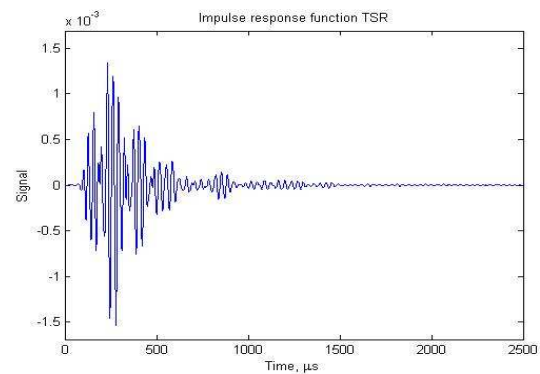
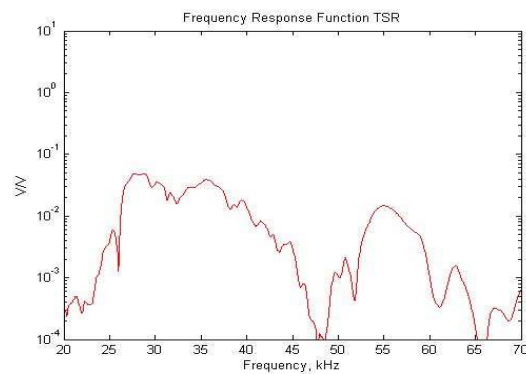
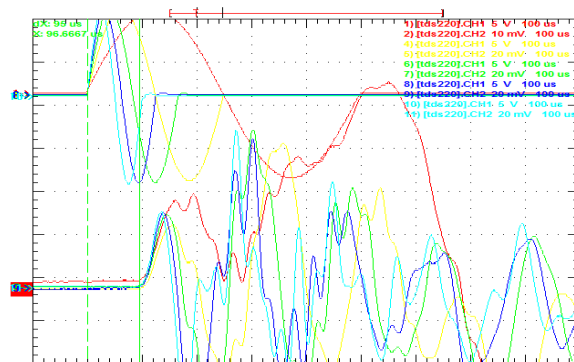
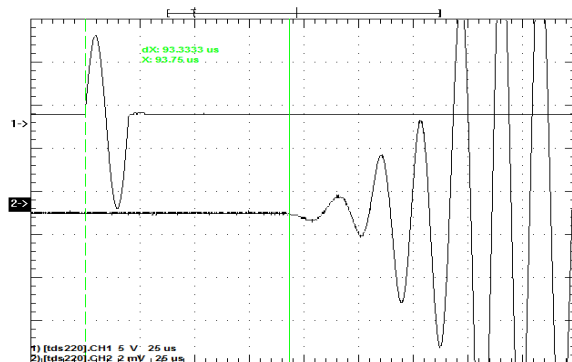
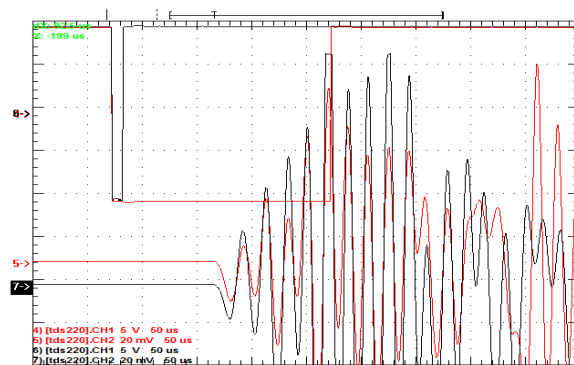
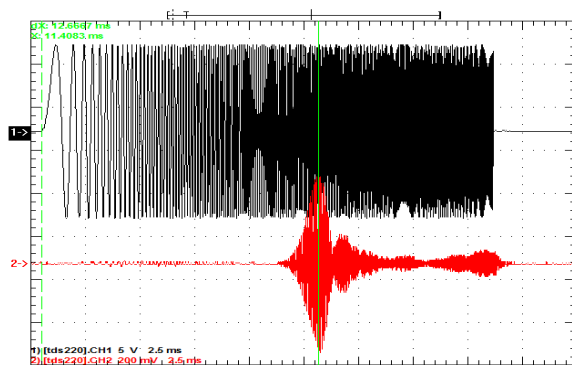
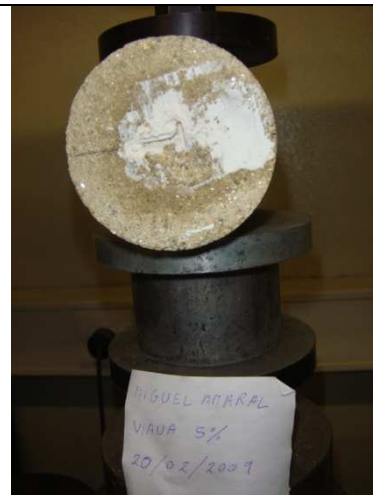
Designação do provete	V2%P
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	NÃO
Ensaio de ondas transversais	SIM
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	2%
Massa volúmica (kg/m^3)	1861
Comprimento (mm)	45,70
Diâmetro (mm)	71,00
Peso (gf)	338,09
Data de moldagem	23/02/2009



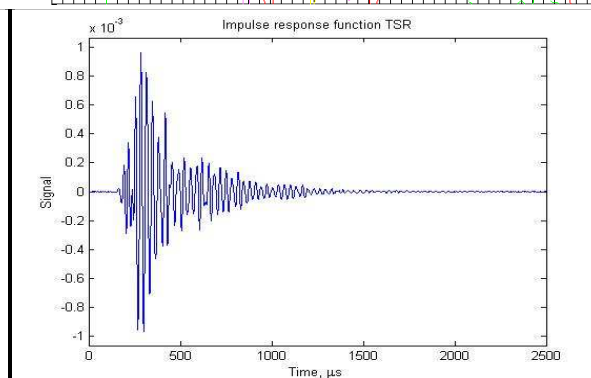
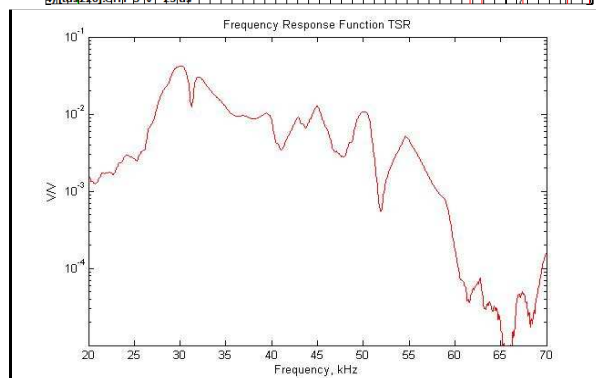
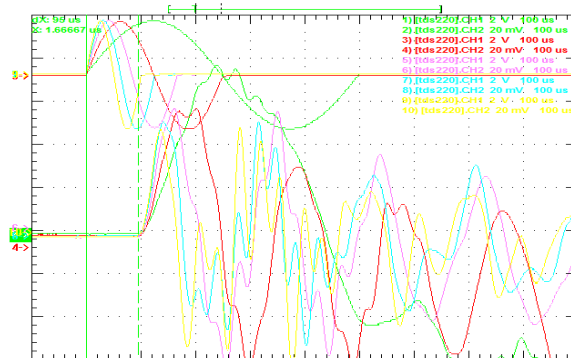
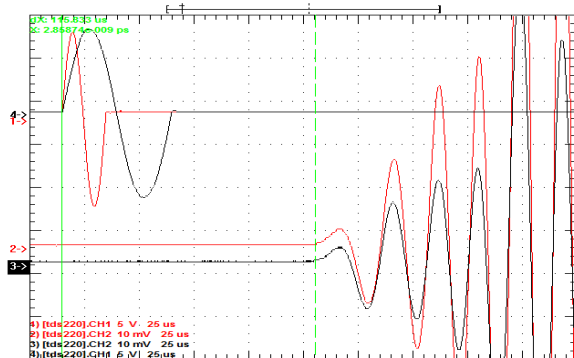
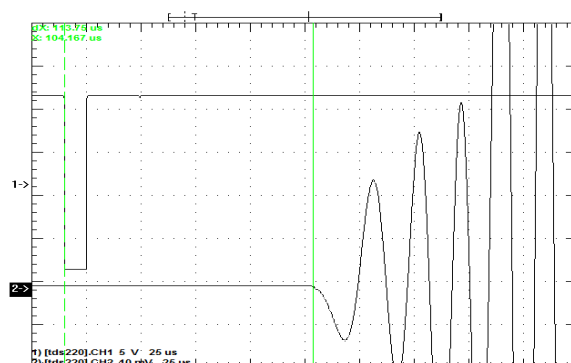
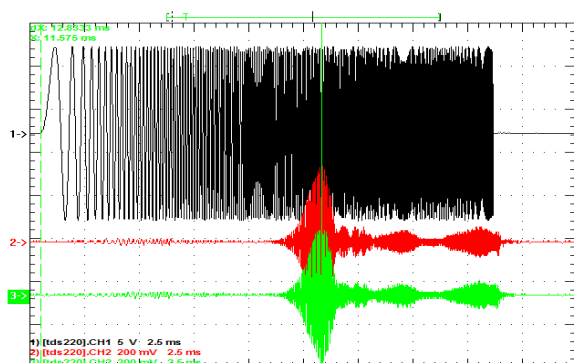
Designação do provete	V2%G	
Material	Solo-cimento	
Ensaio de ondas longitudinais	SIM	
Ensaio de ondas de compressão	NÃO	
Ensaio de ondas transversais	SIM	
Ensaio temporais	NÃO	
Teor em cimento	2%	
Massa volúmica (kg/m^3)	1861	
Comprimento (mm)	91,70	
Diâmetro (mm)	71,00	
Peso (gf)	674,11	
Data de moldagem	23/02/2009	



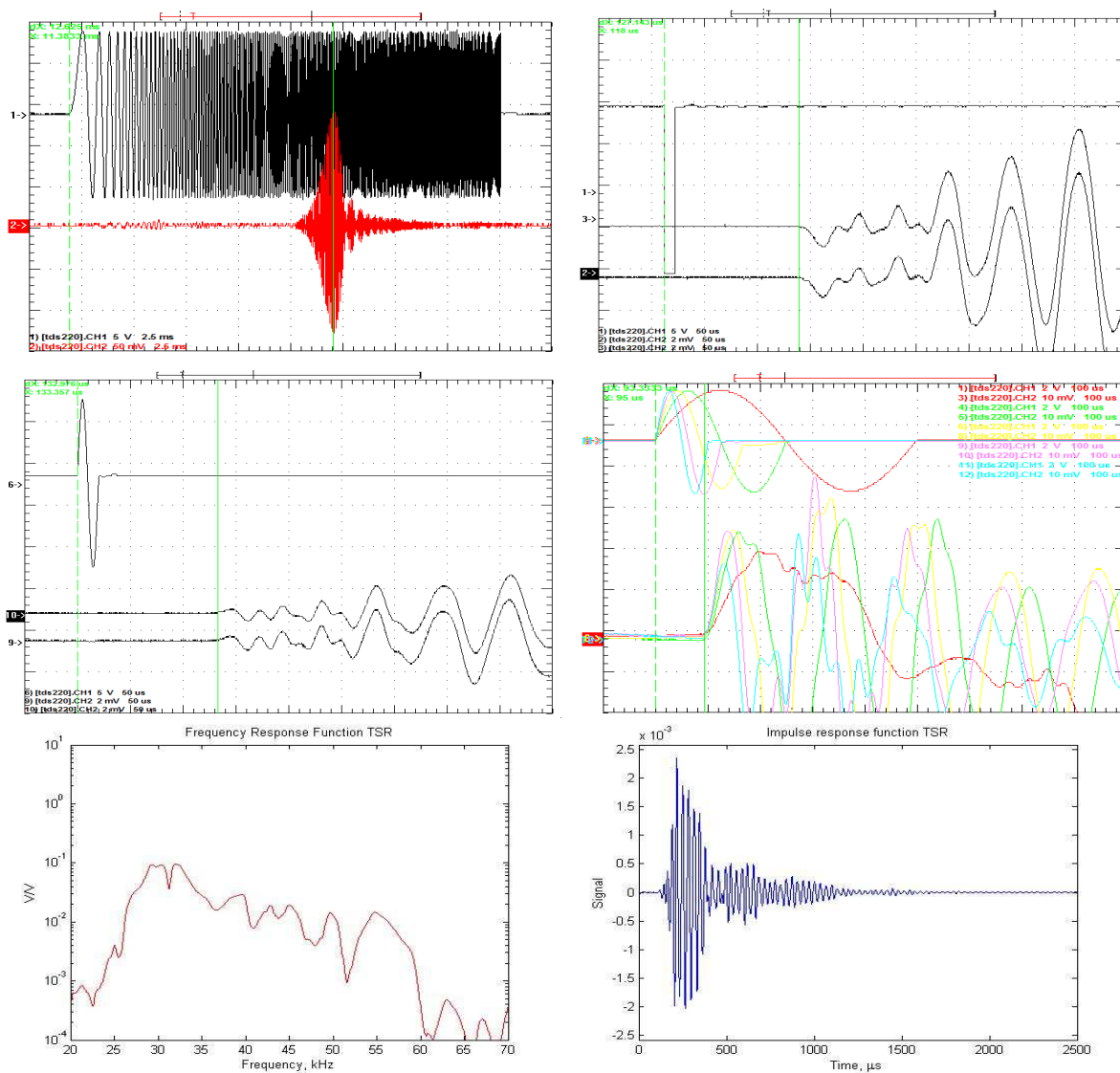
Designação do provete	V5%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	NÃO
Ensaio de ondas transversais	SIM
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	5%
Massa volúmica (kg/m^3)	1962
Comprimento (mm)	136,08
Diâmetro (mm)	71,00
Peso (gf)	1057,04
Data de moldagem	20/02/2009



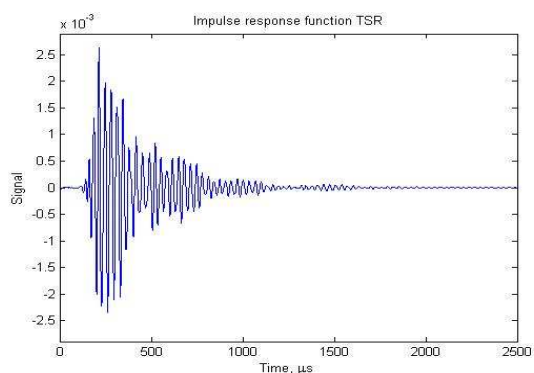
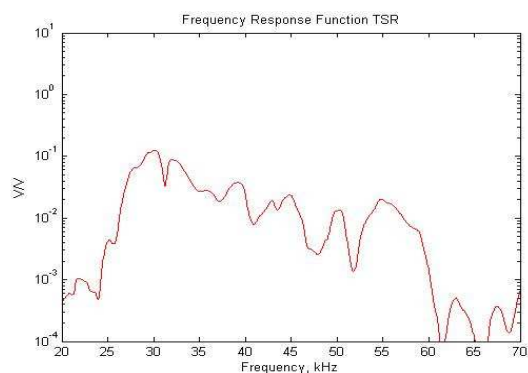
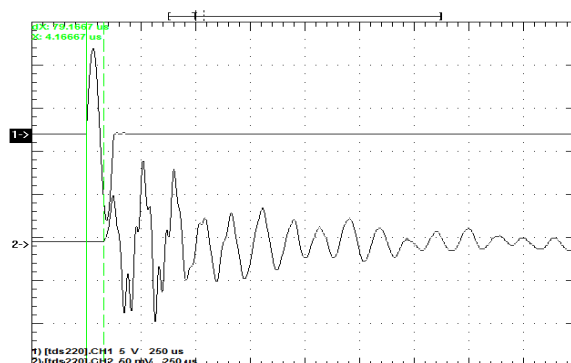
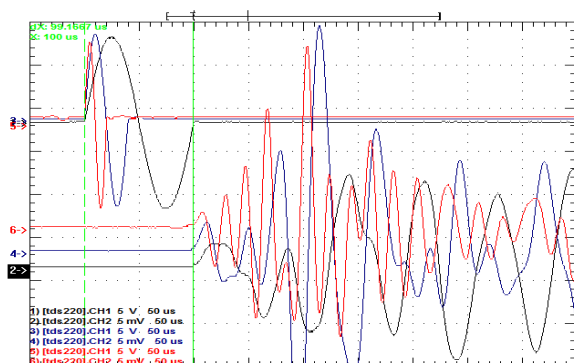
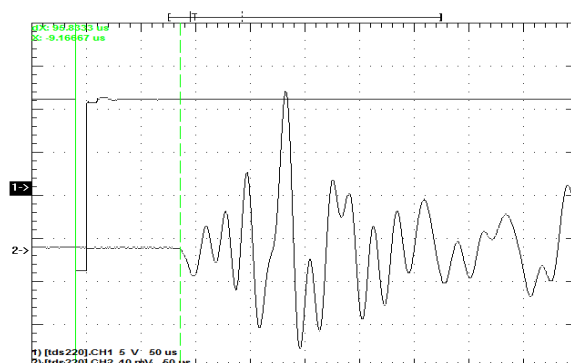
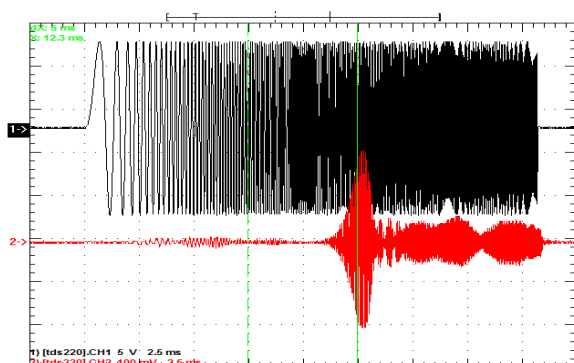
Designação do provete	V7%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	NÃO
Ensaio de ondas transversais	SIM
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	7%
Massa volúmica (kg/m^3)	1873
Comprimento (mm)	136,22
Diâmetro (mm)	71,01
Peso (gf)	1010,25
Data de moldagem	20/02/2009



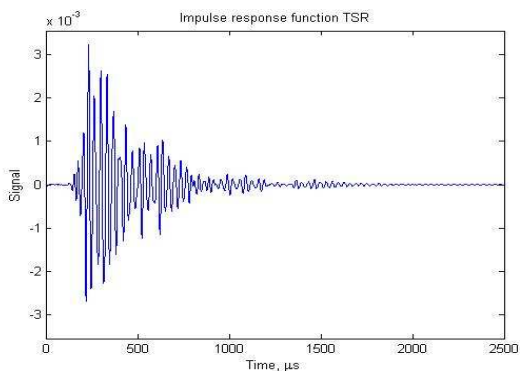
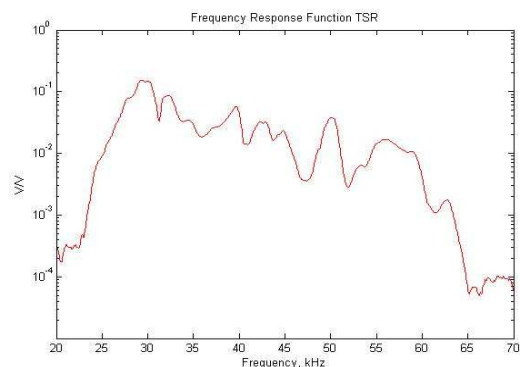
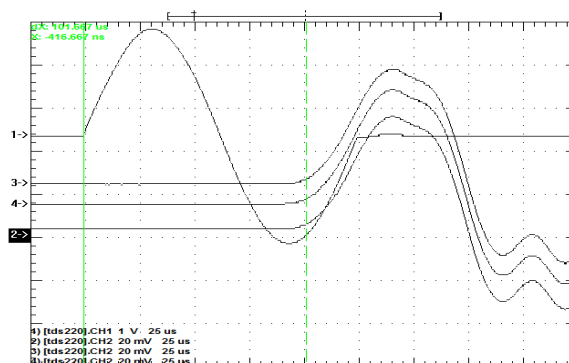
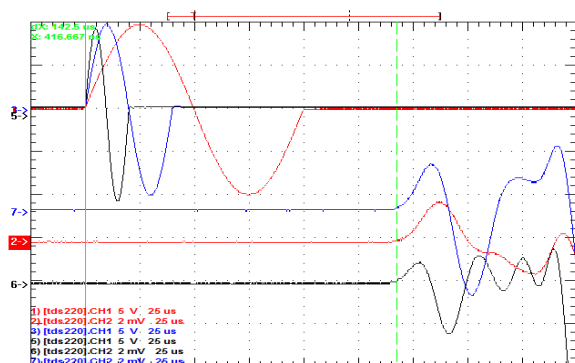
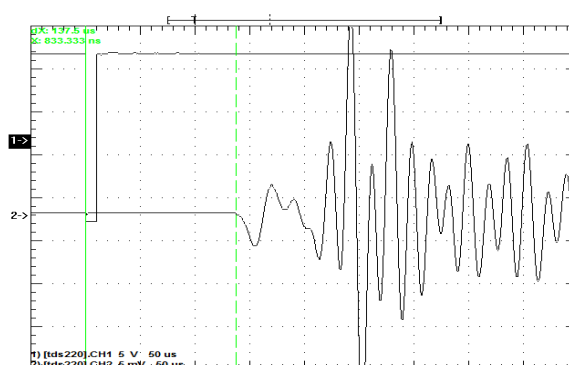
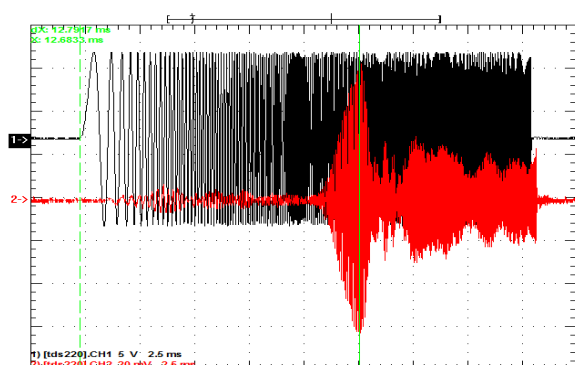
Designação do provete	NC2%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	NÃO
Ensaio de ondas transversais	SIM
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	2%
Massa volúmica (kg/m^3)	1884
Comprimento (mm)	145,70
Diâmetro (mm)	71,00
Peso (gf)	1086,97
Data de moldagem	17/02/2009



Designação do provete	NC3%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	NÃO
Ensaio de ondas transversais	SIM
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	3%
Massa volúmica (kg/m^3)	1887
Comprimento (mm)	145,81
Diâmetro (mm)	71,01
Peso (gf)	1089,12
Data de moldagem	03/03/2009



Designação do provete	BE7%
Material	Solo-cimento
Ensaio de ondas longitudinais	SIM
Ensaio de ondas de compressão	NÃO
Ensaio de ondas transversais	SIM
Ensaio temporais	NÃO
Teor em cimento	7%
Massa volúmica (kg/m^3)	1761
Comprimento (mm)	144,18
Diâmetro (mm)	71,17
Peso (gf)	1009,99
Data de moldagem	09/03/2009



Anexos A3 – Fichas de moldagem dos provetes

Folha de moldagem

Nome: C2%

Data: 19-02-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	19,0	115
975	956		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 2M	Cápsula nº 6
m1	31,02	29,42
m2	58,42	65,43
m3	55,57	61,64

Dimensões do provete:

M (g)	H (cm)	D (mm)
1013	13,648	7,160
		7,108

1/3 da massa a colocar no molde:

Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
	336,6	
TOTAL	1010	

Nome: C3%

Data: 19-02-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	30,0	122
1037	1006		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 1A	Cápsula nº 4M
m1	30,28	29,42
m2	58,42	65,43
m3	49,04	61,64

Dimensões do provete:

M (g)	H (cm)	D (mm)
1107	13,668	7,100
		7,096

1/3 da massa a colocar no molde:

Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
	368,8	
TOTAL	1107	

Folha de moldagem

Nome: V5%

Data: 20-02-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	50,0	125
1057	1006		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 1A	Cápsula nº 4M
m1	30,30	29,62
m2	82,30	80,21
m3	76,82	74,65

Dimensões do provete:

1/3 da massa a colocar no molde:

M (g)	H (cm)	D (mm)
1057	13,608	7,100
		7,100

Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
	352,7	
TOTAL	1058	

Nome: V7%

Data: 20-02-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	70,0	127
1077	1006		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 2M	Cápsula nº 6
m1	31,02	29,42
m2	96,74	95,16
m3	89,78	88,10

Dimensões do provete:

1/3 da massa a colocar no molde:

M (g)	H (cm)	D (mm)
1010	13,622	7,108
		7,094

Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
	366,6	
TOTAL	1010	

Folha de moldagem

Nome: V2%P

Data: 23-02-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	6,5	39
332	326		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 1A	Cápsula nº 2M
m1	30,27	31,00
m2	70,61	73,75
m3	66,38	69,23

Dimensões do provete:

M (g)	H (cm)	D (mm)
338	4,570	7,098
		7,100

1/1 da massa a colocar no molde:

Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
	424	
TOTAL	424	

Nome: V2%G

Data: 20-02-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	12,9	78
665	652		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 1A	Cápsula nº 2M
m1	30,27	31,00
m2	70,61	73,75
m3	66,38	69,23

Dimensões do provete:

M (g)	H (cm)	D (mm)
674	6,668	7,100
		7,092

1/2 da massa a colocar no molde:

Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
	424	
TOTAL	848	

Folha de moldagem

Nome: V3%

Data: 23-02-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	33,0	133
1142	1108		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 4M	Cápsula nº G
m1	29,63	29,18
m2	109,42	97,75
m3	100,51	89,98

Dimensões do provete:

1/3 da massa a colocar no molde:

M (g)	H (cm)	D (mm)	Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
1107	13,674	7,090		368,8	
		7,096			
			TOTAL	1107	

Nome: V2%

Data: 25-02-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	20,0	121
1026	1006		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 2M	Cápsula nº 1A
m1	31,00	30,28
m2	98,26	83,09
m3	90,68	77,24

Dimensões do provete:

1/3 da massa a colocar no molde:

M (g)	H (cm)	D (mm)	Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
1012	13,668	7,100		366,6	
		7,098			
			TOTAL	1010	

Folha de moldagem

Nome: C7%

Data: 25-02-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	70,0	128
1077	1006		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 4M	Cápsula nº G
m1	29,62	29,19
m2	119,72	109,79
m3	109,86	100,23

Dimensões do provete:

M (g)	H (cm)	D (mm)
1011	13,618	7,090
		7,100

1/3 da massa a colocar no molde:

Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
	336,6	
TOTAL	1010	

Nome: C5%

Data: 25-02-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	48,0	120
1014	966		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 13M	Cápsula nº 70
m1	28,85	28,88
m2	55,31	66,48
m3	52,44	62,43

Dimensões do provete:

M (g)	H (cm)	D (mm)
1060	13,592	7,090
		7,098

1/3 da massa a colocar no molde:

Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
	352,7	
TOTAL	1058	

Folha de moldagem

Nome: BE7%

Data: 09-03-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	70,0	127
1077	1007		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 70	Cápsula nº G
m1	28,87	29,18
m2	112,75	116,39
m3	103,94	107,43

Dimensões do provete:

1/3 da massa a colocar no molde:

M (g)	H (cm)	D (mm)
1010	14,5900	7,140
		7,094

Molde nº 3	Molde nº 9	Molde nº 8
	336,6	
TOTAL	1010	

Nome: A1-7%

Data: 10-03-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	105,0	192
1614	1508		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº G	Cápsula nº 70
m1	29,19	28,88
m2	75,94	70,49
m3	70,62	65,86

Dimensões do provete:

1/4 da massa a colocar no molde:

M (g)	H (cm)	D (mm)
1696	21,500	7,094
		7,106

Molde nº 3	Molde nº 14	Molde nº 8
	424,0	
TOTAL	1696	

Folha de moldagem

Nome: A2-7%

Data: 11-03-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	80,0	147
1237	1156		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº G	Cápsula nº 70
m1	29,17	28,89
m2	79,36	72,59
m3	73,99	67,88

Dimensões do provete:

M (g)	H (cm)	D (mm)
1273	17,132	7,096
		7,100

1/3 da massa a colocar no molde:

Molde nº 3	Molde nº 15	Molde nº 8
	424,0	
TOTAL	1272	

Nome: A3-7%

Data: 12-03-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	56,0	102
862	805		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº 70	Cápsula nº G
m1	28,87	30,28
m2	84,39	73,33
m3	78,34	68,54

Dimensões do provete:

M (g)	H (cm)	D (mm)
847	11,316	7,094
		7,094

1/2 da massa a colocar no molde:

Molde nº 3	Molde nº 16	Molde nº 8
	424,2	
TOTAL	848	

Folha de moldagem

Nome: A4-7%

Data: 13-03-2009

Mistura:

Solo (g)		Cimento (g)	Água (g)
Com finos	Sem finos	32,0	58
492	460		

Teor em água da mistura:

	Cápsula nº G	Cápsula nº 70
m1	29,18	28,88
m2	99,58	78,10
m3	92,12	72,78

Dimensões do provete:

1/1 da massa a colocar no molde:

M (g)	H (cm)	D (mm)
423	5,668	7,092
		7,100

Molde nº 3	Molde nº 15	Molde nº 8
	424,0	
TOTAL	424,0	

Anexos A4 – Critérios de conformidade dos provetes

Data de moldagem	Designação do provete	Teor em água		
		Medido (cm)	Diferença (cm)	OK/KO
19-02-2009	C2%	11,7	0,3	OK
19-02-2009	C3%	11,3	0,7	KO
20-02-2009	V5%	12,1	-0,1	OK
20-02-2009	V7%	11,9	0,1	OK
17-02-2009	NC2%	12,0	0,0	OK
23-02-2009	V2%P	11,8	0,2	OK
23-02-2009	V3%	12,7	-0,7	KO
25-02-2009	V2%	12,6	-0,6	KO
25-02-2009	C7%	12,9	-0,9	KO
25-02-2009	C5%	12,1	-0,1	OK
09-03-2009	BE7%	11,6	0,4	OK
10-03-2009	A1-7%	12,7	-0,7	KO
11-03-2009	A2-7%	12,0	0,0	OK
03-03-2009	NC3%	12,0	0,0	OK
12-03-2009	A3-7%	12,4	-0,4	OK
13-03-2009	A4-7%	12,0	0,0	OK
23-02-2009	V2%G	11,8	0,2	OK

Designação do provete	Comprimento			
	Requerido (cm)	Medido (cm)	Diferença (cm)	OK/KO
C2%	13,636	13,648	-0,012	OK
C3%	13,636	13,668	-0,032	OK
V5%	13,636	13,608	0,028	OK
V7%	13,636	13,622	0,014	OK
NC2%	14,580	14,570	0,010	OK
V2%P	4,545	4,570	-0,025	OK
V3%	13,636	13,674	-0,038	OK
V2%	13,636	13,668	-0,032	OK
C7%	13,636	13,618	0,018	OK
C5%	13,636	13,592	0,044	OK
BE7%	13,636	14,418	-0,782	KO
A1-7%	22,900	21,500	1,400	KO
A2-7%	17,175	17,132	0,043	OK
NC3%	14,580	14,580	0,000	OK
A3-7%	11,450	11,316	0,134	OK
A4-7%	5,725	5,668	0,057	OK
V2%G	9,091	6,668	2,423	KO

Designação do provete	Diâmetro					
	Requerido (cm)	Medido (cm)		Média (cm)	Diferença (cm)	OK/KO
C2%	7,100	7,160	7,108	7,134	-0,034	OK
C3%	7,100	7,100	7,096	7,098	0,002	OK
V5%	7,100	7,100	7,100	7,100	0,000	OK
V7%	7,100	7,094	7,108	7,101	-0,001	OK
NC2%	7,100	7,100	7,100	7,100	0,000	OK
V2%P	7,100	7,098	7,100	7,099	0,001	OK
V3%	7,100	7,090	7,096	7,093	0,007	OK
V2%	7,100	7,100	7,098	7,099	0,001	OK
C7%	7,100	7,100	7,090	7,095	0,005	OK
C5%	7,100	7,098	7,090	7,094	0,006	OK
BE7%	7,100	7,140	7,094	7,117	-0,017	OK
A1-7%	7,100	7,094	7,106	7,100	0,000	OK
A2-7%	7,100	7,100	7,096	7,098	0,002	OK
NC3%	7,100	7,100	7,100	7,100	0,000	OK
A3-7%	7,100	7,094	7,094	7,094	0,006	OK
A4-7%	7,100	7,092	7,100	7,096	0,004	OK
V2%G	7,100	7,092	7,100	7,096	0,004	OK

Designação do provete	Grau de compactação					
	Massa (g)	Volume (cm ³)	γ obtido (g/cm ³)	γ_d obtido (g/cm ³)	G.C.	OK/KO
C2%	1013	545,54	1,857	1,663	99,6%	OK
C3%	1107	540,84	2,046	1,838	100,4%	OK
V5%	1057	538,77	1,962	1,751	100,0%	OK
V7%	1010	539,47	1,873	1,673	100,2%	OK
NC2%	1087	576,85	1,884	1,682	100,0%	OK
V2%P	338	180,88	1,869	1,672	100,1%	OK
V3%	1107	540,31	2,049	1,819	99,4%	OK
V2%	1012	540,99	1,870	1,661	99,5%	OK
C7%	1011	538,40	1,878	1,663	99,6%	OK
C5%	1060	537,22	1,973	1,760	100,5%	OK
BE7%	1010	573,57	1,761	1,578	94,5%	KO
A1-7%	1696	851,23	1,992	1,768	105,8%	KO
A2-7%	1273	677,91	1,878	1,676	100,4%	OK
NC3%	1089	577,25	1,887	1,684	100,3%	OK
A3-7%	847	447,27	1,894	1,686	101,0%	OK
A4-7%	423	224,15	1,887	1,685	100,9%	OK
V2%G	675	263,70	2,556	2,287	137,0%	KO

Anexos A5 – Programas de análise espectral

Programa “check” – cria uma figura de cada registo sem qualquer média calculada. Foi utilizado para avaliar uma possível falta de coerência de algum dos sinais.

```
clear all
clc
Filen='a1-7pl0';
Nr=15;
Reference=1;
Ni=1;
Nj=1024;
if Reference<10
File1=strcat(Filen,num2str(Reference));
else
File1=strcat(Filen(1:length(Filen)-1,num2str(Reference)));
end
eval(['load ' File1 ])
X1=A(:,1);
Y1=A(:,2);
clear A
for i=1:Nr;
if i<10
File2=strcat(Filen,num2str(i));
else
File2=strcat(Filen(1:length(Filen)-1,num2str(i)));
end
eval(['load ' File2 ])
X2=A(:,1);
Y2=A(:,2);
clear A
y1=max(abs(X1));
y2=max(abs(X2));
yq=max([y1 y2]);
eval(['figure(' num2str(i) ')'])
subplot(2,1,1)
plot(X1,'-b')
hold on
plot(X2,'-r')
hold off
axis([Ni Nj -1.1*yq 1.1*yq])
eval(['title(' '' 'File ' num2str(Reference) ', File ' num2str(i) ''
')'])
y1=max(abs(Y1));
y2=max(abs(Y2));
yq=max([y1 y2]);
subplot(2,1,2)
plot(Y1,'-b')
hold on
plot(Y2,'-r')
hold off
axis([Ni Nj -1.1*yq 1.1*yq])
clear X2
clear Y2
end
```

Programa “average” – Calcula a média dos registos verificados no programa anterior

```
clear all
clc
AT=2e-6;
Filen='a1-7pl0';
I=[1:15];
for i=1:length(I);
if I(i)<10
File1=strcat(Filen,num2str(I(i)));
else
File1=strcat(Filen(1:length(Filen)-1),num2str(I(i)));
end
eval(['load ' File1 ])
[ma,na]=size(A);
B(i,1:ma)=A(1:ma,1);
C(i,1:ma)=A(1:ma,2);
clear A
end
if i>1
B=mean(B);
C=mean(C);
else
end
[m,n]=size(B);
y_01=B;
y_02=C;
y_02=y_02-mean(y_02);
y_01=y_01(:);
y_02=y_02(:);
j=1:length(y_01);
Time=(j-1)*AT;
Time=Time(:);
Filen2=strcat(Filen,'_out');
eval(['save ' Filen2 ' Time y_*'])
figure(1)
plot(Time*1000,y_01,'-b')
xlabel('Time, ms')
ylabel('Signal, V')
figure(2)
plot(Time*1000,y_02,'-r')
xlabel('Time, ms')
ylabel('Signal, V')
figure(3)
plot(Time*1000,y_01/max(abs(y_01)),'-b')
hold on
plot(Time*1000,y_02/max(abs(y_02)),'-r')
hold off
xlabel('Time, ms')
ylabel('Normalized amplitude')
```

Programa “IRF_TSR” – Calcula e desenha as funções necessárias à execução do primeiro e terceiro métodos.

```
clc
clear all
%=====
% Input
%=====
S=0; % counter
Nr=[1:15]; % number of signals
Sv=10; % input signal voltage
AT=2e-6; % sample rate
fi=20000; % cut frequency for high pass filter
ff=70000; % cut frequency for low pass filter
Npoles=2; % number of poles
Np=1024*2; % number of points for IRF
Npf=Np*4; % number of points of the FRF
Filen='a1-7pl0'; % filename
Lr='- .k'; % line type --, --, :, -.
Lw=8; % Line width
Fe=1.1;
%=====
q=menu('','data','IRF and FRF');
if q==1;
    for i=1:length(Nr)
        clear A,
        ij=Nr(i);
        if ij<10
            Filen1=strcat(Filen,num2str(ij));
            eval(['load ' Filen1 ])
        elseif ij>=10 & ij<100
            Filen1=strcat(Filen(1:length(Filen)-1),num2str(ij));
            eval(['load ' Filen1 ])
        else
            Filen1=strcat(Filen(1:length(Filen)-2),num2str(ij));
            eval(['load ' Filen1 ])
        end
        figure(1)
        subplot(2,1,1)
        plot(A(:,1),'-b');
        eval(['title('' '' 'Signal ' num2str(i) ' , Length = '
        num2str(length(A(:,1))) '' '' ')]')
        subplot(2,1,2)
        plot(A(:,2),'-b');
        pause
    end
else
    for i=1:length(Nr)
        ij=Nr(i);
        S=S+1;
        clear A, clear a, clear v, clear d, clear F, clear Ya, clear Yv clear Yd
        clear X, clear k, clear Ham, clear Hvm, clear Hdm
        if ij<10
            Filen1=strcat(Filen,num2str(ij));
            eval(['load ' Filen1 ])
        elseif ij>=10 & ij<100
            Filen1=strcat(Filen(1:length(Filen)-1),num2str(ij));
            eval(['load ' Filen1 ])
        else
            Filen1=strcat(Filen(1:length(Filen)-2),num2str(ij));
```

```

eval(['load ' Filen1 ])
end
Nxs=length(A(:,1));
Nps=ceil(log10(Nxs)/log10(2));
Mps=2^Nps;
[m,n]=size(A);
k=1:m;
Time=(k-1)*AT;
Time=Time(:);
F=A(:,1);
F=F*Sv;
a=A(:,2);
a=a-mean(a);
Xt=fft(F,Mps);
Ya=fft(a,Mps);
Ha(S,:)=Ya./Xt;
XQ(S,:)=Xt(:);
end
if length(Nr)>1
Ham=mean(Ha);
Xm=mean(XQ);
else
Ham=Ha;
Xm=XQ;
end
Ham=Ham(:);
Hsa=Ham;
Ham=Ham(1:Mps/2);
Ham=abs(Ham);
Xm=Xm(1:Mps/2);
Xm=abs(Xm);
AF=1/((Mps-1)*AT);
i=1:round(Mps/2);
Freq=(i-1)*AF;
Freq=Freq(:);
HTD_a=Hsa(:);
% =====
% Função resposta de impulso
%=====
fmax=1/(2*AT);
WNh=fi/fmax;
WNL=ff/fmax;
[B1,A1]=butter(Npoles,WNL,'low');
[Bh,Ah]=butter(Npoles,WNh,'high');
%
IRF=ifft(HTD_a);
IRF_l=filtfilt(B1,A1,IRF);
IRF_lh=filtfilt(Bh,Ah,IRF_l);
IRF_lh=IRF_lh(1:Np);
IRF_lh=IRF_lh(:);
%
FRF=fft(IRF_lh,Npf);
FRF_2=abs(FRF(1:Npf/2));
AF2=1/((Npf-1)*AT);
k=1:Npf/2;
Freq2=(k-1)*AF2;
Freq2=Freq2(:);
figure(3)

```

```

plot(Freq/1000,Xm,'-k')
axis([fi/1000 ff/1000 0 1000])
xlabel('Frequency, kHz')
ylabel('Magnitude')
title('Input Spectrum')
figure(4)
plot(Time(1:Np)*1e6,IRF_lh,'-b')
hold on
xlabel('Time, \mus')
ylabel('Signal')
title('Impulse response function TSR')
axis([0 2500 -Fe*max(abs(IRF_lh)) Fe*max(abs(IRF_lh))])
figure(5)
semilogy(Freq2/1000,FRF_2,'-r')
hold on
axis([fi/1000 ff/1000 1e-4 10])
xlabel('Frequency, kHz')
ylabel('V/V')
title('Frequency Response Function TSR')
save FRF FRF FRF_2 Freq2
clear y_01
clear Time
y_01=IRF_lh;
k=1:Np;
Time=(k-1)*AT;
Time=Time(:);
save IFR Time y_01
% A segunda parte do programa começa aqui
% Read FRF of the T-R System
cd
C:\Cemented_sand_Miguel_Francisco\Matlab\Specimens\In_contact\MatLab\cont_p
load FRF
H_TR=FRF;
clear FRF FRF_2 Freq2
% Read FRF of the T-S-R System
cd C:\Cemented_sand_Miguel_Francisco\Matlab\Specimens\A1-7porc\MatLab\A1-
7pl
load FRF
H_TSR=FRF;
clear FRF FRF_2 Freq2
% Compute FRF of the sample
H_S=H_TSR./H_TR;
% The change
fmax=1/(2*AT);
WNh=fi/fmax;
WNL=ff/fmax;
[B1,A1]=butter(Npoles,WNL,'low');
[Bh,Ah]=butter(Npoles,WNh,'high');
%
IRF=ifft(H_S);
IRF_l=filtfilt(B1,A1,IRF);
IRF_lh=filtfilt(Bh,Ah,IRF_l);
IRF_lh=IRF_lh(1:Np);
IRF_lh=IRF_lh(:);

figure(2)
plot(Time(1:Np)*1e6,IRF_lh,'-b')
hold on

```

```
xlabel('Time, \mus')
ylabel('Signal')
title('Impulse Response Function S')
axis([0 2500 -Fe*max(abs(IRF_lh)) Fe*max(abs(IRF_lh))])
% end of the change
H_S_mag=abs(H_S);
n=length(H_S);
H_S_mag=H_S_mag(1:n/2);
% Generating the frequency values
AF=1/((n-1)*AT);
i=1:n/2;
Freq2=(i-1)*AF;
Freq2=Freq2(:);
figure(1)
plot(Freq2/1000,H_S_mag, '-r');
hold on
xlabel('Frequency, kHz')
ylabel('Amplitude')
title('Frequency Response Function S')
I1=find(Freq2>=fi & Freq2<=ff);
Y1=max(H_S_mag(I1));
axis([20 70 0 Fe*Y1]);
% The other program ends here
end
```

Programa “IRF_FRF_Sample” – Calcula e desenha as funções necessárias à execução do segundo método.

```
clc
clear all
%W=cd;
%cd C:\Amaral\T_UTR50\Transmitterr_21305\Transfer_function_12V
S=0; % counter
Nr=1; % number of signals
Sv=1; % input signal voltage
fi=20000; % cut frequency for high pass filter
ff=70000; % cut frequency for low pass filter
Np=1024*2; % number of points for IRF
Npf=Np*2; % number of points of the FRF
Filen='Pepe_0'; % filename
Fe=1.2; % scale factor
Lr='- .k'; % line type --, --, :, -.
Lw=2; % Line width
Npoles=2; % number of poles
Dia=21.500; % length of the specimen, cm
x_Vp=122.23; % Delay
AT=2e-6; % sample rate
%
cd
C:\Cemented_sand_Miguel_Francisco\Matlab\Specimesns2\In_contact\MatLab\cont
_p % directory where the contact file is
load elected % File name
x_01=A(:,1);
y_01=A(:,2);
i=1:length(x_01);
Time=(i-1)*AT;
Time=Time(:);
clear A
%
cd C:\Cemented_sand_Miguel_Francisco\Matlab\Specimesns2\A1-7porc\MatLab\A1-
7pl % directory where the system file is
load elected % File name
x_02=A(:,1);
y_02=A(:,2);
clear A
%
figure(1)
subplot(2,1,1)
plot(Time*1000,x_01,'-b')
hold on
plot(Time*1000,x_02,'-r')
hold off
xlabel('Time,ms')
ylabel('Signals')
legend('Contact','System')
title('Tranmitter')
legend boxoff
%
subplot(2,1,2)
plot(Time*1000,y_01,'-b')
hold on
plot(Time*1000,y_02,'-r')
hold off
xlabel('Time,ms')
ylabel('Signals')
```

```

title('Receiver')
legend('Contact', 'System')
legend boxoff
%
Filen2=strcat(Filen, '1');
eval(['save ' Filen2 ' y_01 y_02 Time'])
pause
close all
%=====
q=menu('','data','IRF and FRF');
if q==1;
    for i=1:Nr
        clear A,
        if i<10
            Filen1=strcat(Filen,num2str(i));
            eval(['load ' Filen1 ])
            A(:,1)=y_01;
            A(:,2)=y_02;
        elseif i>=10 & i<100
            Filen1=strcat(Filen(1:length(Filen)-1),num2str(i));
            eval(['load ' Filen1 ])
        else
            Filen1=strcat(Filen(1:length(Filen)-2),num2str(i));
            eval(['load ' Filen1 ])
        end
    end
    figure(1)
    subplot(2,1,1)
    plot(A(:,1), '-b');
    eval(['title(' '' 'Signal ' num2str(i) ' , Length = '
num2str(length(A(:,1))) '' ' ')]])
    ylabel('Signal, y_1')
    subplot(2,1,2)
    plot(A(:,2), '-b');
    xlabel('Samples')
    ylabel('Signal, y_2')
end
else
for i=1:Nr
    S=S+1;
    clear A, clear a, clear v, clear d, clear F, clear Ya, clear Yv clear Yd
    clear X, clear k, clear Ham, clear Hvm, clear Hdm
    if i<10
        Filen1=strcat(Filen,num2str(i));
        eval(['load ' Filen1 ])
        A(:,1)=y_01;
        A(:,2)=y_02;
    elseif i>=10 & i<100
        Filen1=strcat(Filen(1:length(Filen)-1),num2str(i));
        eval(['load ' Filen1 ])
    else
        Filen1=strcat(Filen(1:length(Filen)-2),num2str(i));
        eval(['load ' Filen1 ])
    end
end
%
Nxs=length(A(:,1));
Nps=ceil(log10(Nxs)/log10(2));
Mps=2^Nps;

```



```
%
[m,n]=size(A);
k=1:m;
Time=(k-1)*AT;
Time=Time(:);
F=A(:,1);
F=F*Sv;
a=A(:,2);
a=a-mean(a);
%
Xt=fft(F,Mps);
Ya=fft(a,Mps);
Ha(S,:)=Ya./Xt;
XQ(S,:)=Xt(:);
end
if Nr>1
Ham=mean(Ha);
Xm=mean(XQ);
else
Ham=Ha;
Xm=XQ;
end
Ham=Ham(:);
Hsa=Ham;
Ham=Ham(1:round(Mps/2));
Ham=abs(Ham);
%
Xm=Xm(1:round(Mps/2));
Xm=abs(Xm)*2/Mps;
AF=1/((Mps-1)*AT);
i=1:round(Mps/2);
Freq=(i-1)*AF;
Freq=Freq(:);
HTD_a=Hsa(:);
% =====
% Função resposta de impulso
% =====
fmax=1/(2*AT);
WNh=fi/fmax;
WNL=ff/fmax;
[B1,A1]=butter(Npoles,WNL,'low');
[Bh,Ah]=butter(Npoles,WNh,'high');
%
IRF=ifft(HTD_a);
IRF_l=filtfilt(B1,A1,IRF);
IRF_lh=filtfilt(Bh,Ah,IRF_l);
IRF_lh=IRF_lh(1:Np);
%
Han=hanning(Np*2);
%IRF_lh=IRF_lh.*Han(Np+1:2*Np);
IRF_lh=IRF_lh(:);
%
FRF=fft(IRF_lh,Npf);
FRF_2=abs(FRF(1:Npf/2));
%
AF2=1/((Npf-1)*AT);
k=1:Npf/2;
Freq2=(k-1)*AF2;
```

```

Freq2=Freq2(:);
figure(3)
subplot(2,1,1)
plot(Freq/1000,Xm,'-k')
axis([fi/1000 ff/1000 0 max(abs(Xm))*1.1])
xlabel('Frequency, kHz')
ylabel('Magnitude')
title('Fourier spectrum of the receiver (T/R system)')
FRF_r=abs(fft(y_01)./fft(x_01));
FRF_r=FRF_r(1:length(FRF_r)/2);
subplot(2,1,2)
AF=1/((length(y_01))*AT);
i=1:length(FRF_r);
Freq_r=(i-1)*AF;
plot(Freq_r/1000,FRF_r,'-b')
axis([fi/1000 ff/1000 0 max(abs(FRF_r))*1.1])
xlabel('Frequency, kHz')
ylabel('FRF')
title('Frequency response function of the receiver (T/R system)')

figure(4)
plot(Time(1:Np)*1e6,IRF_lh,'-b')
hold on
plot([x_Vp x_Vp],[-0.1 0.1],'--k')
xlabel('Time, \mus')
ylabel('IRF')
title('Impulse response function')
axis([0 500 -Fe*max(abs(IRF_lh)) Fe*max(abs(IRF_lh))])
figure(1)
plot(Freq2/1000,FRF_2,'-r')
hold on
axis([fi/1000 ff/1000 0 max(abs(FRF_2))*1.1])
xlabel('Frequency, kHz')
ylabel('V/V')
title('Frequency response function')
save FRF FRF FRF_2 Freq2
%
clear y_01
clear Time, clear Freq2
y_01=IRF_lh;
k=1:Np;
Time=(k-1)*AT;
Time=Time(:);
AF=1/(max(Time));
for i=1:Np/2;
    Freq2(i)=(i-1)*AF;
end
Freq2=Freq2(:);
save IFR Time y_01
%
Tp=54.2e-6;
Vp2=(Dia/100)/Tp;
Vp=20000;
fi2=fi;
ff2=ff;
Phase_s=unwrap(phase(HTD_a));
Ny=length(Phase_s);
Freq_s=Freq2;

```

```
Freq_s=Freq_s(:);
I1=find(Freq_s>=fi2);
I2=find(Freq_s>=ff2);
Freq_s=Freq_s(I1(1):I2(1));
Phase_s=Phase_s(I1(1):I2(1));
Pha_V=-(Freq_s*2*pi)*(Dia/100)./Phase_s;
IPha=find(Pha_V<=vp);
%Pha_Vm=Pha_V(IPha);
%Freq_sm=Freq_s(IPha);
clear Htwr, clear FRF, clear IPha
figure(6)
%plot(Freq_sm/1000,Pha_Vm,'db')
plot(Freq_s/1000,Pha_V,'db')
xlabel('Frequency, kHz','FontSize',14,'Fontname','Times new roman')
ylabel('Apparent phase velocity, m/s','FontSize',14,'Fontname','Times new roman')
%axis([fi/1000 ff/1000 0 max(abs(Pha_Vm))*1.1])
axis([fi/1000 ff/1000 0 max(abs(Pha_V))*1.1])
%
end
```


Anexos A6 – Cálculos estatísticos

n1	46
n2	48
n3	48
n4	45
N total	187
media total y	79,29736018
media total x	125,7072727
desvio padrão y	25,81840917
desvio padrão x	55,25907936
COV _{xy}	1416,985511
R	0,998529609
R ²	0,99706138
b	0,46653774
a	20,65017323
SQDest	364,347
EPad-est	1,403368674
99%	3,62069118
95%	2,750602602

X	Y	desvios do x	desvios do y (yobs)	Produto desvios xy	quadrado desvios x	estimativa dos y (yest)	desvio da estimativa (yest-yobs) ²
51,04	43,718	-74,667	-35,579	2656,599	5575,202	44,462	0,554
51,04	43,487	-74,667	-35,811	2673,897	5575,202	44,462	0,952
51,04	45,967	-74,667	-33,330	2488,689	5575,202	44,462	2,264
51,04	44,056	-74,667	-35,242	2631,391	5575,202	44,462	0,165
51,04	46,258	-74,667	-33,040	2466,975	5575,202	44,462	3,224
51,04	44,504	-74,667	-34,793	2597,904	5575,202	44,462	0,002
51,04	43,992	-74,667	-35,305	2636,134	5575,202	44,462	0,221
51,04	44,045	-74,667	-35,252	2632,178	5575,202	44,462	0,174
51,04	44,739	-74,667	-34,558	2580,381	5575,202	44,462	0,077
51,04	46,733	-74,667	-32,565	2431,526	5575,202	44,462	5,154
51,04	46,856	-74,667	-32,441	2422,301	5575,202	44,462	5,730
51,04	44,409	-74,667	-34,888	2605,012	5575,202	44,462	0,003
51,04	46,049	-74,667	-33,248	2482,551	5575,202	44,462	2,518
51,04	43,187	-74,667	-36,111	2696,274	5575,202	44,462	1,627
51,04	45,860	-74,667	-33,437	2496,654	5575,202	44,462	1,955
51,04	43,156	-74,667	-36,141	2698,582	5575,202	44,462	1,707
51,04	44,286	-74,667	-35,011	2614,181	5575,202	44,462	0,031
51,04	46,314	-74,667	-32,983	2462,745	5575,202	44,462	3,431
51,04	43,904	-74,667	-35,393	2642,732	5575,202	44,462	0,312
51,04	45,094	-74,667	-34,203	2553,869	5575,202	44,462	0,399
51,04	44,918	-74,667	-34,380	2567,030	5575,202	44,462	0,207

51,04	44,730	-74,667	-34,567	2581,033	5575,202	44,462	0,072
51,04	44,874	-74,667	-34,424	2570,332	5575,202	44,462	0,169
51,04	45,375	-74,667	-33,922	2532,878	5575,202	44,462	0,833
51,04	43,749	-74,667	-35,549	2654,326	5575,202	44,462	0,509
51,04	43,264	-74,667	-36,034	2690,539	5575,202	44,462	1,437
51,04	44,248	-74,667	-35,050	2617,064	5575,202	44,462	0,046
51,04	43,194	-74,667	-36,103	2695,723	5575,202	44,462	1,608
51,04	44,340	-74,667	-34,957	2610,162	5575,202	44,462	0,015
51,04	43,456	-74,667	-35,842	2676,199	5575,202	44,462	1,013
51,04	46,832	-74,667	-32,465	2424,097	5575,202	44,462	5,616
51,04	46,764	-74,667	-32,533	2429,149	5575,202	44,462	5,300
51,04	44,198	-74,667	-35,099	2620,765	5575,202	44,462	0,070
51,04	45,079	-74,667	-34,218	2554,983	5575,202	44,462	0,381
51,04	44,899	-74,667	-34,399	2568,445	5575,202	44,462	0,191
51,04	44,134	-74,667	-35,164	2625,576	5575,202	44,462	0,108
51,04	45,468	-74,667	-33,829	2525,939	5575,202	44,462	1,012
51,04	44,452	-74,667	-34,846	2601,835	5575,202	44,462	0,000
51,04	43,129	-74,667	-36,169	2700,610	5575,202	44,462	1,778
51,04	46,701	-74,667	-32,596	2433,876	5575,202	44,462	5,012
51,04	44,376	-74,667	-34,922	2607,513	5575,202	44,462	0,008
51,04	44,483	-74,667	-34,815	2599,526	5575,202	44,462	0,000
51,04	45,443	-74,667	-33,855	2527,839	5575,202	44,462	0,961
51,04	43,601	-74,667	-35,696	2665,331	5575,202	44,462	0,741
51,04	46,686	-74,667	-32,611	2434,991	5575,202	44,462	4,946
51,04	44,083	-74,667	-35,214	2629,340	5575,202	44,462	0,144
101,90	68,613	-23,807	-10,684	254,361	566,786	68,190	0,179
101,90	68,886	-23,807	-10,412	247,874	566,786	68,190	0,483
101,90	67,564	-23,807	-11,733	279,334	566,786	68,190	0,392
101,90	67,802	-23,807	-11,495	273,667	566,786	68,190	0,151
101,90	65,807	-23,807	-13,491	321,180	566,786	68,190	5,683
101,90	67,833	-23,807	-11,464	272,924	566,786	68,190	0,127
101,90	67,374	-23,807	-11,923	283,859	566,786	68,190	0,666
101,90	66,972	-23,807	-12,325	293,434	566,786	68,190	1,485
101,90	66,384	-23,807	-12,913	307,425	566,786	68,190	3,262
101,90	66,108	-23,807	-13,190	314,006	566,786	68,190	4,337
101,90	67,653	-23,807	-11,644	277,221	566,786	68,190	0,289
101,90	68,265	-23,807	-11,032	262,639	566,786	68,190	0,006
101,90	67,851	-23,807	-11,446	272,507	566,786	68,190	0,115
101,90	67,027	-23,807	-12,271	292,127	566,786	68,190	1,354
101,90	65,524	-23,807	-13,774	327,916	566,786	68,190	7,112
101,90	65,465	-23,807	-13,832	329,302	566,786	68,190	7,426
101,90	66,739	-23,807	-12,558	298,977	566,786	68,190	2,106
101,90	65,903	-23,807	-13,394	318,873	566,786	68,190	5,230

101,90	66,437	-23,807	-12,861	306,178	566,786	68,190	3,075
101,90	66,324	-23,807	-12,974	308,868	566,786	68,190	3,485
101,90	67,957	-23,807	-11,340	269,980	566,786	68,190	0,054
101,90	68,435	-23,807	-10,862	258,603	566,786	68,190	0,060
101,90	67,190	-23,807	-12,108	288,250	566,786	68,190	1,001
101,90	67,002	-23,807	-12,296	292,724	566,786	68,190	1,413
101,90	66,648	-23,807	-12,650	301,158	566,786	68,190	2,380
101,90	68,650	-23,807	-10,647	253,477	566,786	68,190	0,212
101,90	65,217	-23,807	-14,080	335,209	566,786	68,190	8,839
101,90	68,000	-23,807	-11,298	268,966	566,786	68,190	0,036
101,90	67,291	-23,807	-12,007	285,849	566,786	68,190	0,810
101,90	66,934	-23,807	-12,363	294,333	566,786	68,190	1,578
101,90	66,001	-23,807	-13,297	316,555	566,786	68,190	4,794
101,90	67,481	-23,807	-11,817	281,323	566,786	68,190	0,504
101,90	65,534	-23,807	-13,763	327,669	566,786	68,190	7,057
101,90	68,189	-23,807	-11,108	264,459	566,786	68,190	0,000
101,90	66,157	-23,807	-13,140	312,830	566,786	68,190	4,134
101,90	66,252	-23,807	-13,045	310,569	566,786	68,190	3,756
101,90	67,347	-23,807	-11,950	284,501	566,786	68,190	0,711
101,90	67,775	-23,807	-11,523	274,319	566,786	68,190	0,173
101,90	67,694	-23,807	-11,603	276,244	566,786	68,190	0,246
101,90	67,227	-23,807	-12,070	287,362	566,786	68,190	0,928
101,90	67,648	-23,807	-11,649	277,335	566,786	68,190	0,294
101,90	68,904	-23,807	-10,393	247,439	566,786	68,190	0,509
101,90	66,127	-23,807	-13,170	313,540	566,786	68,190	4,256
101,90	67,027	-23,807	-12,271	292,132	566,786	68,190	1,354
101,90	65,896	-23,807	-13,401	319,039	566,786	68,190	5,262
101,90	68,182	-23,807	-11,115	264,622	566,786	68,190	0,000
101,90	66,637	-23,807	-12,660	301,406	566,786	68,190	2,413
101,90	67,973	-23,807	-11,325	269,611	566,786	68,190	0,047
150,54	92,062	24,833	12,764	316,973	616,664	90,883	1,390
150,54	91,044	24,833	11,746	291,695	616,664	90,883	0,026
150,54	91,189	24,833	11,892	295,300	616,664	90,883	0,094
150,54	92,253	24,833	12,956	321,721	616,664	90,883	1,877
150,54	93,290	24,833	13,992	347,464	616,664	90,883	5,793
150,54	92,051	24,833	12,753	316,700	616,664	90,883	1,364
150,54	91,776	24,833	12,478	309,871	616,664	90,883	0,797
150,54	90,981	24,833	11,683	290,131	616,664	90,883	0,010
150,54	93,729	24,833	14,432	358,377	616,664	90,883	8,101
150,54	91,217	24,833	11,920	296,000	616,664	90,883	0,112
150,54	93,948	24,833	14,650	363,807	616,664	90,883	9,394
150,54	91,397	24,833	12,099	300,462	616,664	90,883	0,264
150,54	92,189	24,833	12,892	320,143	616,664	90,883	1,707

150,54	92,343	24,833	13,045	323,953	616,664	90,883	2,132
150,54	92,002	24,833	12,705	315,494	616,664	90,883	1,253
150,54	91,630	24,833	12,333	306,262	616,664	90,883	0,559
150,54	91,334	24,833	12,036	298,899	616,664	90,883	0,203
150,54	92,583	24,833	13,286	329,923	616,664	90,883	2,891
150,54	90,463	24,833	11,166	277,281	616,664	90,883	0,176
150,54	93,045	24,833	13,748	341,400	616,664	90,883	4,677
150,54	92,098	24,833	12,800	317,864	616,664	90,883	1,476
150,54	92,001	24,833	12,704	315,467	616,664	90,883	1,251
150,54	94,004	24,833	14,707	365,214	616,664	90,883	9,744
150,54	91,425	24,833	12,128	301,163	616,664	90,883	0,294
150,54	91,953	24,833	12,655	314,263	616,664	90,883	1,144
150,54	92,643	24,833	13,346	331,409	616,664	90,883	3,098
150,54	91,367	24,833	12,070	299,733	616,664	90,883	0,235
150,54	93,458	24,833	14,161	351,655	616,664	90,883	6,633
150,54	93,614	24,833	14,316	355,511	616,664	90,883	7,457
150,54	90,621	24,833	11,324	281,196	616,664	90,883	0,069
150,54	91,655	24,833	12,358	306,871	616,664	90,883	0,596
150,54	92,635	24,833	13,338	331,218	616,664	90,883	3,071
150,54	94,036	24,833	14,738	365,993	616,664	90,883	9,941
150,54	92,385	24,833	13,088	325,006	616,664	90,883	2,257
150,54	90,925	24,833	11,628	288,745	616,664	90,883	0,002
150,54	92,997	24,833	13,700	340,207	616,664	90,883	4,471
150,54	91,139	24,833	11,842	294,071	616,664	90,883	0,066
150,54	92,546	24,833	13,248	328,988	616,664	90,883	2,765
150,54	90,301	24,833	11,004	273,257	616,664	90,883	0,338
150,54	93,361	24,833	14,064	349,242	616,664	90,883	6,142
150,54	93,591	24,833	14,293	354,939	616,664	90,883	7,332
150,54	90,123	24,833	10,825	268,823	616,664	90,883	0,578
150,54	93,743	24,833	14,445	358,714	616,664	90,883	8,178
150,54	93,025	24,833	13,728	340,893	616,664	90,883	4,589
150,54	90,307	24,833	11,009	273,395	616,664	90,883	0,332
150,54	90,888	24,833	11,591	287,831	616,664	90,883	0,000
150,54	92,335	24,833	13,037	323,753	616,664	90,883	2,108
150,54	92,228	24,833	12,931	321,112	616,664	90,883	1,811
200,94	113,553	75,233	34,256	2577,172	5659,963	114,396	0,710
200,94	114,059	75,233	34,761	2615,186	5659,963	114,396	0,114
200,94	114,475	75,233	35,177	2646,477	5659,963	114,396	0,006
200,94	112,538	75,233	33,241	2500,799	5659,963	114,396	3,452
200,94	112,083	75,233	32,786	2466,570	5659,963	114,396	5,350
200,94	112,653	75,233	33,356	2509,472	5659,963	114,396	3,037
200,94	114,931	75,233	35,633	2680,795	5659,963	114,396	0,286
200,94	113,680	75,233	34,383	2586,733	5659,963	114,396	0,512

200,94	115,031	75,233	35,733	2688,318	5659,963	114,396	0,403
200,94	115,615	75,233	36,318	2732,276	5659,963	114,396	1,485
200,94	115,472	75,233	36,174	2721,479	5659,963	114,396	1,156
200,94	112,655	75,233	33,358	2509,592	5659,963	114,396	3,032
200,94	112,899	75,233	33,602	2527,979	5659,963	114,396	2,240
200,94	113,620	75,233	34,323	2582,181	5659,963	114,396	0,603
200,94	112,865	75,233	33,568	2525,398	5659,963	114,396	2,344
200,94	115,154	75,233	35,857	2697,605	5659,963	114,396	0,574
200,94	112,553	75,233	33,256	2501,913	5659,963	114,396	3,398
200,94	114,764	75,233	35,467	2668,269	5659,963	114,396	0,135
200,94	112,905	75,233	33,607	2528,362	5659,963	114,396	2,225
200,94	114,965	75,233	35,668	2683,378	5659,963	114,396	0,324
200,94	115,709	75,233	36,412	2739,358	5659,963	114,396	1,724
200,94	112,345	75,233	33,047	2486,239	5659,963	114,396	4,209
200,94	113,976	75,233	34,679	2608,976	5659,963	114,396	0,177
200,94	115,098	75,233	35,801	2693,385	5659,963	114,396	0,493
200,94	112,788	75,233	33,491	2519,620	5659,963	114,396	2,585
200,94	115,070	75,233	35,773	2691,283	5659,963	114,396	0,454
200,94	113,130	75,233	33,833	2545,334	5659,963	114,396	1,603
200,94	113,244	75,233	33,947	2553,901	5659,963	114,396	1,328
200,94	115,006	75,233	35,709	2686,453	5659,963	114,396	0,372
200,94	115,604	75,233	36,307	2731,449	5659,963	114,396	1,459
200,94	112,363	75,233	33,066	2487,621	5659,963	114,396	4,134
200,94	112,937	75,233	33,640	2530,812	5659,963	114,396	2,129
200,94	114,904	75,233	35,607	2678,815	5659,963	114,396	0,258
200,94	112,190	75,233	32,893	2474,613	5659,963	114,396	4,867
200,94	115,876	75,233	36,579	2751,929	5659,963	114,396	2,190
200,94	114,179	75,233	34,882	2624,267	5659,963	114,396	0,047
200,94	114,417	75,233	35,120	2642,159	5659,963	114,396	0,000
200,94	113,660	75,233	34,363	2585,208	5659,963	114,396	0,542
200,94	114,744	75,233	35,447	2666,757	5659,963	114,396	0,121
200,94	112,433	75,233	33,136	2492,883	5659,963	114,396	3,854
200,94	115,479	75,233	36,182	2722,067	5659,963	114,396	1,173
200,94	112,992	75,233	33,694	2534,911	5659,963	114,396	1,973
200,94	113,327	75,233	34,030	2560,178	5659,963	114,396	1,142
200,94	115,338	75,233	36,041	2711,432	5659,963	114,396	0,887
200,94	112,401	75,233	33,103	2490,444	5659,963	114,396	3,983

Anexos A7 – Relatório dos provetes de rochas

Descrição dos procedimentos de ensaio

A avaliação das velocidades de ondas sísmicas nos provetes de rochas recebidos foi feita com recurso aos sistemas de elevado desempenho do laboratório de Geotecnia da Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.

Os transdutores em aço inoxidável utilizados fazem parte integrante de um gerador de funções da marca *Pundit*®. O emissor e o receptor ultra-sónicos têm ambos uma forma cilíndrica com diâmetro de 4,99 cm e uma altura de 3,80 cm. A sua frequência nominal é 50 kHz, fornecida pelo fabricante. São constituídos por apenas um elemento piezo-condutor de zirconato de titânio (PZT-4) também cilíndrico incorporado no seu interior com cerca de 2 mm de espessura e 8 mm de diâmetro e estão protegidos por uma fina camada de *perspex*. A impedância acústica do aço inoxidável, do PZT-4 e do *perspex* são de $45,55 \times 10^5 \text{ g/cm}^3 \times \text{s}$, $34,5 \times 10^5 \text{ g/cm}^3 \times \text{s}$ e $3,06 \times 10^5 \text{ g/cm}^3 \times \text{s}$, respectivamente. Os transdutores têm a polaridade na direcção da sua altura o que faz com que a onda, também transmitida nessa direcção, lida pelo receptor seja clara mesmo para posições relativas entre os transdutores não perfeitamente coaxiais. As ondas longitudinais propagam-se através da implementação de uma deformação induzida de compressão-extensão que é originada por uma diferença de potencial eléctrico.

Estes transdutores foram accionados electronicamente por um gerador de funções da empresa, *Thurlby Thandar Instruments* modelo *TG1010*® *Programmable 10 MHz DDS Function Generator* com capacidade de amplitude máxima de 20 V pico a pico com uma banda de frequência entre 0 Hz e 10 MHz, com a característica de apresentar erros de fase a partir da frequência 50 kHz, valor fornecido pelo fabricante. Possui uma gama de rampa entre 0,001 ms e 999 ms.

Todas as leituras foram efectuadas pelo osciloscópio da marca *Tektronix* modelo *TDS220*® *two channel digital real-time oscilloscope 100 MHz 1 GS/s*. Possui uma janela mínima de 5 ns por marcador na escala horizontal e 2 mV por marcador na escala vertical. A resolução máxima pode ser obtida através da utilização da janela mínima é de 200 ps. No entanto, nenhuma medição foi efectuada com essa resolução devido à sobreposição dos erros de precisão de muito maior escala. Este osciloscópio calcula um máximo de 128 médias consecutivas.

Os *bender elements*, ou transdutores de flexão são constituídos por duas placas piezocerâmicas ligadas a uma lâmina metálica central e aos eléctrodos nas faces exteriores. A ligação das placas em relação às suas direcções de polarização deve ser tal que origine um movimento conjunto em flexão, de modo a transmitir ondas transversais ou de corte através do meio de propagação durante a sua vibração. A lâmina central funciona como material de reforço. O material piezocerâmico encontra-se envolvido por uma resina *epoxy* que o isola electricamente e protege do contacto directo com os provetes de rocha e da humidade.

A Figura 1 ilustra todos os componentes utilizados.



Figura 1 – Transdutores ultra-sónicos, osciloscópio, transdutores piezo-eléctricos, piezo-receptor, piezo-transmissor e gerador de funções

Para a determinação das velocidades das ondas longitudinais aplicou-se uma excitação de forma quadrada de 50 kHz, correspondente à frequência nominal dos transdutores. Através de um conector em forma de “T”, o gerador de funções foi directamente ligado ao transmissor ultra-sónico de compressão e em simultâneo ao osciloscópio no canal 1. O receptor ultra-sónico foi também ligado ao mesmo aparelho no canal 2. O sistema implementado permite determinar o instante em que a excitação é aplicada e o momento de chegada da primeira onda que percorreu o provete. Da diferença entre estes dois valores obteve-se o tempo de propagação das ondas L, e daí a velocidade de propagação das mesmas.

Uma metodologia semelhante foi realizada para a determinação da velocidade das ondas transversais ou distorcionais (*shear waves*). Com o mesmo gerador de funções, desta vez ligado a um transmissor piezoeléctrico, produziu-se um impulso sinusoidal de 2 kHz. O receptor piezoeléctrico ligado ao osciloscópio permitiu a medição do tempo de chegada da onda S, logo a velocidade das ondas S.

Os valores dos tempos de propagação de ambas as ondas estão corrigidos do atraso nominal dos sistemas aplicados. Esta calibração foi efectuada previamente no mesmo ambiente e condições de laboratório. As velocidades longitudinais V_L e transversais V_S , assim obtidas, podem ser relacionadas com parâmetros mecânicos fundamentais pela teoria da elasticidade, como mostram as Expressões 1 e 2.

$$V_L = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (1)$$

$$V_S = \sqrt{\frac{E}{2\rho}} \times \sqrt{\frac{1}{(1+\nu)}} = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (2)$$

em que:

E é o módulo de deformabilidade dinâmico, inicial ou elástico;

ρ é a massa volúmica do meio;

ν é o coeficiente de *Poisson* dinâmico;

G é o módulo de distorção dinâmico.

O coeficiente de *Poisson* dinâmico pode ser calculado a partir das expressões 1 e 2 por dedução da seguinte expressão.

$$\nu = \frac{V_L^2}{2V_S^2} - 1 \quad (3)$$

Após calculado o coeficiente de *Poisson* dinâmico, as velocidades das ondas de compressão V_P foram calculadas pela seguinte expressão:

$$V_P = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \times \sqrt{\frac{(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)}} \quad (4)$$

A avaliação das ondas P através da emissão de ondas polarizadas na própria direcção do provete, ou seja, na sua direcção longitudinal só pode ser efectuada em condições de propagação infinita, isto é, em provetes de grandes dimensões que se assemelhem às condições in situ. Por isso, a interpretação deve ser realizada assumindo a competente interpretação do tempo de chegada das ondas longitudinais (Graff 1991).

O Quadro 1 apresenta os resultados obtidos para as velocidades de propagação das ondas L em metros por segundo. No Quadro 2 encontram-se os mesmos resultados, mas para as ondas S, também em metros por segundo. Por último, no Quadro 3 incluem-se as velocidades de propagação das ondas P em metros por segundo e resumem-se os resultados dos parâmetros solicitados.

Quadro 1.1 – Velocidades de propagação das ondas longitudinais (m/s)

Número de série	Designação do Provete	Comprimento (mm)	Tempo L (μs)	Resolução (μs)	Velocidade L (m/s)
1	SBAP4 50,6-51,2	128,66	28,5	0,2	4514
2	SBAP4 37,5-38,1	130,70	23,3	0,2	5609
3	SBAP1 25,2-25,50	148,88	38,5	0,2	3867
4	SBAP4 10,35-18,80	150,50	33,8	0,2	4453
5	SBAP4 27,9-28,3	152,88	27,1	0,2	5641
6	SBAP4 61,6-62,2	130,18	24,5	0,2	5313
7	SBAP4 13,70-14,30	151,22	26,5	0,2	5706
8	SBAP1 18,80-17,25	151,06	49,3	0,2	3064
9	SBAP1 38,20-38,70	151,14	35,3	0,2	4282
10	SBAP4 6,40-6,800	149,52	34,5	0,2	4334
11	SBAP1 14,20-14,40	140,98	65,8	0,4	2143
12	SBAP1 33,0-33,45	151,18	35,7	0,2	4235
13	SBAP4 77,85-78,35	131,38	32,3	0,2	4067
14	SBAP1 4,3-4,50	150,42	39,3	0,2	3827

Quadro 1.2 – Velocidades de propagação das ondas transversias (m/s)

Número de série	Designação do Provete	Comprimento (mm)	Tempo S (μ s)	Resolução (μ s)	Velocidade S (m/s)
1	SBAP4 50,6-51,2	128,66	46,7	2,0	2755
2	SBAP4 37,5-38,1	130,70	38,3	2,0	3413
3	SBAP1 25,2-25,50	148,88	63,3	2,0	2352
4	SBAP4 10,35-18,80	150,50	56,7	2,0	2654
5	SBAP4 27,9-28,3	152,88	45,0	2,0	3397
6	SBAP4 61,6-62,2	130,18	41,0	2,0	3175
7	SBAP4 13,70-14,30	151,22	43,3	2,0	3492
8	SBAP1 18,80-17,25	151,06	83,3	2,0	1813
9	SBAP1 38,20-38,70	151,14	56,7	2,0	2666
10	SBAP4 6,40-6,800	149,52	58,3	2,0	2565
11	SBAP1 14,20-14,40	140,98	111,7	2,0	1262
12	SBAP1 33,0-33,45	151,18	60,0	2,0	2520
13	SBAP4 77,85-78,35	131,38	53,3	2,0	2465
14	SBAP1 4,3-4,50	150,42	66,7	2,0	2255

Quadro 1.3 – Velocidades de propagação das ondas de compressão (m/s) e sistematização de resultados

Número de série	Designação do Provete	V_s (m/s)	v_{din}	V_p (m/s)
1	SBAP4 50,6-51,2	2755	0,34	5629
2	SBAP4 37,5-38,1	3413	0,35	7122
3	SBAP1 25,2-25,50	2352	0,35	4917
4	SBAP4 10,35-18,80	2654	0,41	6703
5	SBAP4 27,9-28,3	3397	0,38	7688
6	SBAP4 61,6-62,2	3175	0,40	7786
7	SBAP4 13,70-14,30	3492	0,33	7010
8	SBAP1 18,80-17,25	1813	0,43	5095
9	SBAP1 38,20-38,70	2666	0,29	4901
10	SBAP4 6,40-6,800	2565	0,43	7220
11	SBAP1 14,20-14,40	1262	0,44	3881
12	SBAP1 33,0-33,45	2520	0,41	6524
13	SBAP4 77,85-78,35	2465	0,36	5293
14	SBAP1 4,3-4,50	2255	0,44	6902

Quadro 2.1 – Velocidades de propagação das ondas logitudinais (m/s)

Número de série	Designação do Provete	Comprimento (mm)	Tempo L (μ s)	Resolução (μ s)	Velocidade L (m/s)
1	SBAP2 29,0 ; 29,3	111,58	27,9	0,2	3999
2	SBAP2 45 ; 45,6	136,48	29,5	0,1	4626
3	SBAP2 22,3 ; 22,8	160,50	38,0	0,2	4224
4	SBAP2 55,7 ; 56,3	160,92	35,7	0,2	4508
5	SBAP2 19,05 ; 19,45	179,42	51,7	0,2	3470

Quadro 2.2 – Velocidades de propagação das ondas transversais (m/s)

Número de série	Designação do Provete	Comprimento (mm)	Tempo S (μ s)	Resolução (μ s)	Velocidade S (m/s)
1	SBAP2 29,0 ; 29,3	111,58	45,8	1,0	2436
2	SBAP2 45 ; 45,6	136,48	50,0	1,0	2730
3	SBAP2 22,3 ; 22,8	160,50	63,3	1,0	2536
4	SBAP2 55,7 ; 56,3	160,92	58,3	1,0	2760
5	SBAP2 19,05 ; 19,45	179,42	81,7	1,0	2196

Quadro 2.3 – Velocidades de propagação das ondas de compressão (m/s) e sistematização de resultados

Número de série	Designação do Provete	Velocidade S (m/s)	v_{din}	Velocidade P (m/s)
1	SBAP2 29,0 ; 29,3	2436	0,35	5038
2	SBAP2 45 ; 45,6	2730	0,44	8124
3	SBAP2 22,3 ; 22,8	2536	0,39	5915
4	SBAP2 55,7 ; 56,3	2760	0,33	5522
5	SBAP2 19,05 ; 19,45	2196	0,25	3797

No anexo A apresentam-se fotografias representativas dos procedimentos de ensaio enquanto no anexo B afiguram-se as leituras registadas pelo osciloscópio no decorrer dos procedimentos exibidos no anexo A.

Referências bibliográficas

[1] – Karl F. Graff, Graff (1991). “Wave Motion In Elastic Solids”. Oxford, UK.

ANEXO A – Sistema

As figuras 2a) e 2b) ilustram os sistemas adoptados para a realização do ensaio para determinação dos tempos de propagação das ondas L e S.



a)



b)

Figura 2 – disposição dos provetes durante os ensaios: a) determinação dos tempos de propagação das ondas L; b) determinação dos tempos de propagação das ondas S

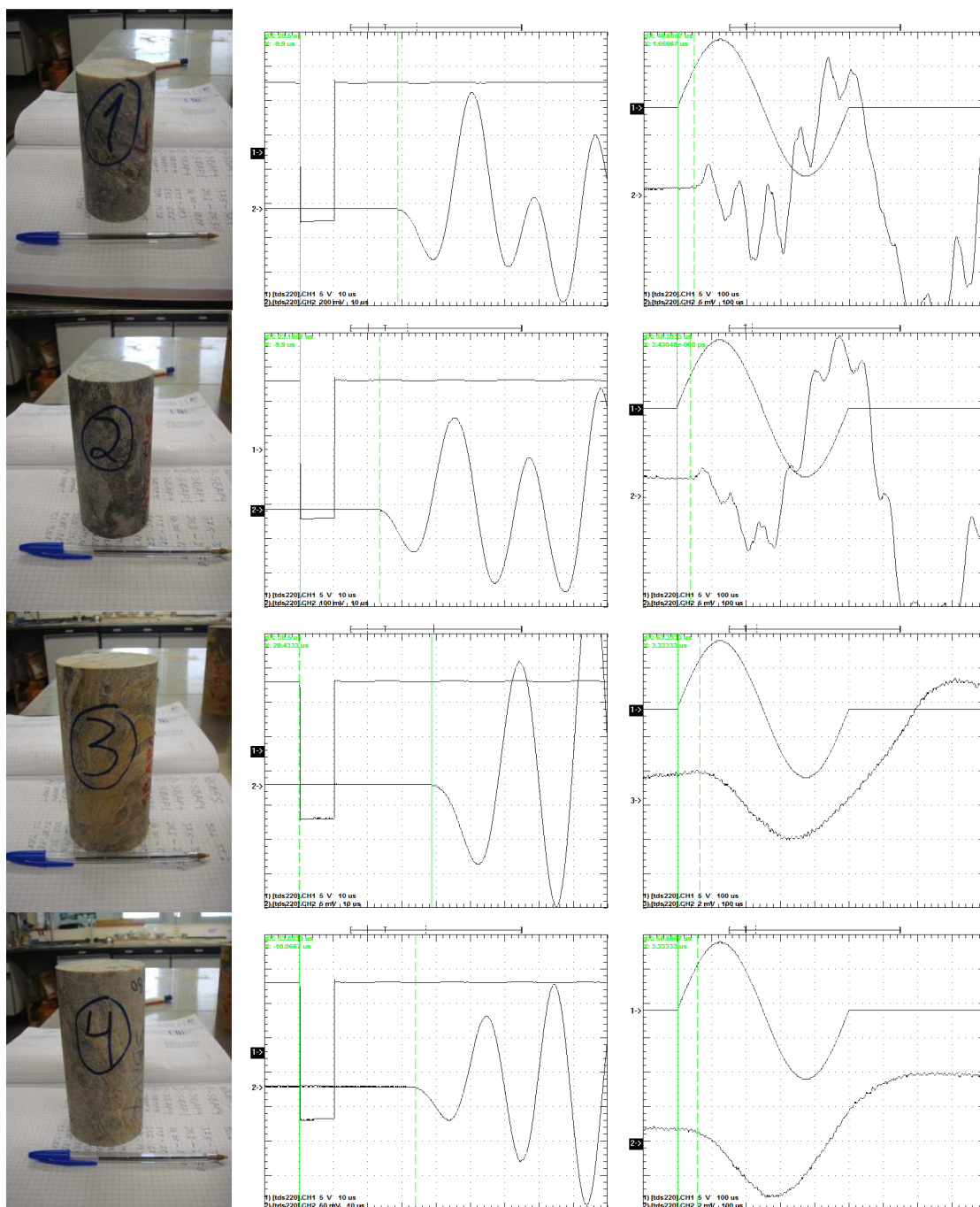
Para proporcionar uma continuidade entre superfícies do provete e transdutores foi colocado uma fina camada de *high vacuum grease*. Desta forma foi possível minimizar a quantidade de ondas reflectidas e remover o ar nas superfícies de contacto. A Figura 3 demonstra a aplicação deste procedimento.

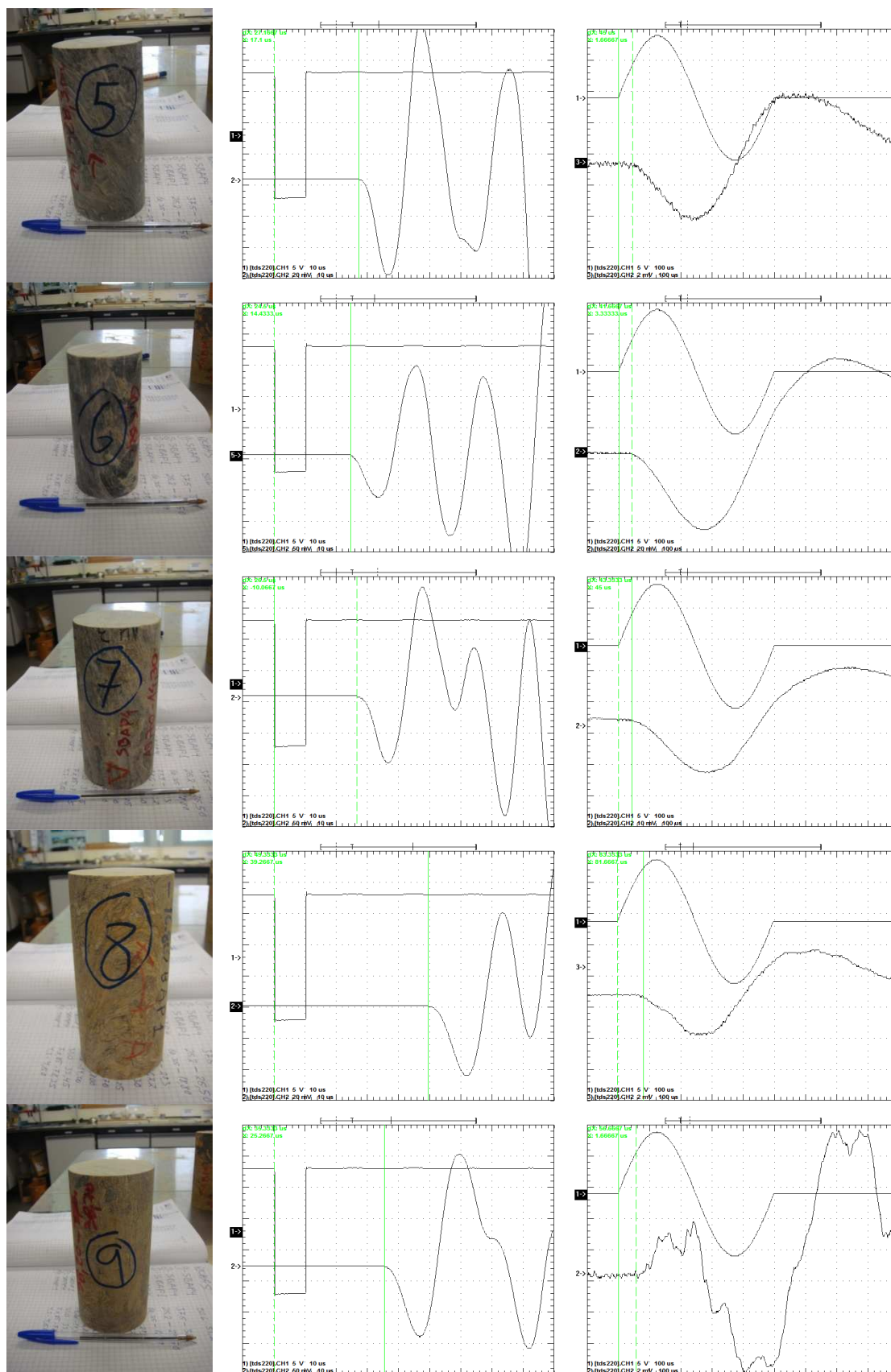


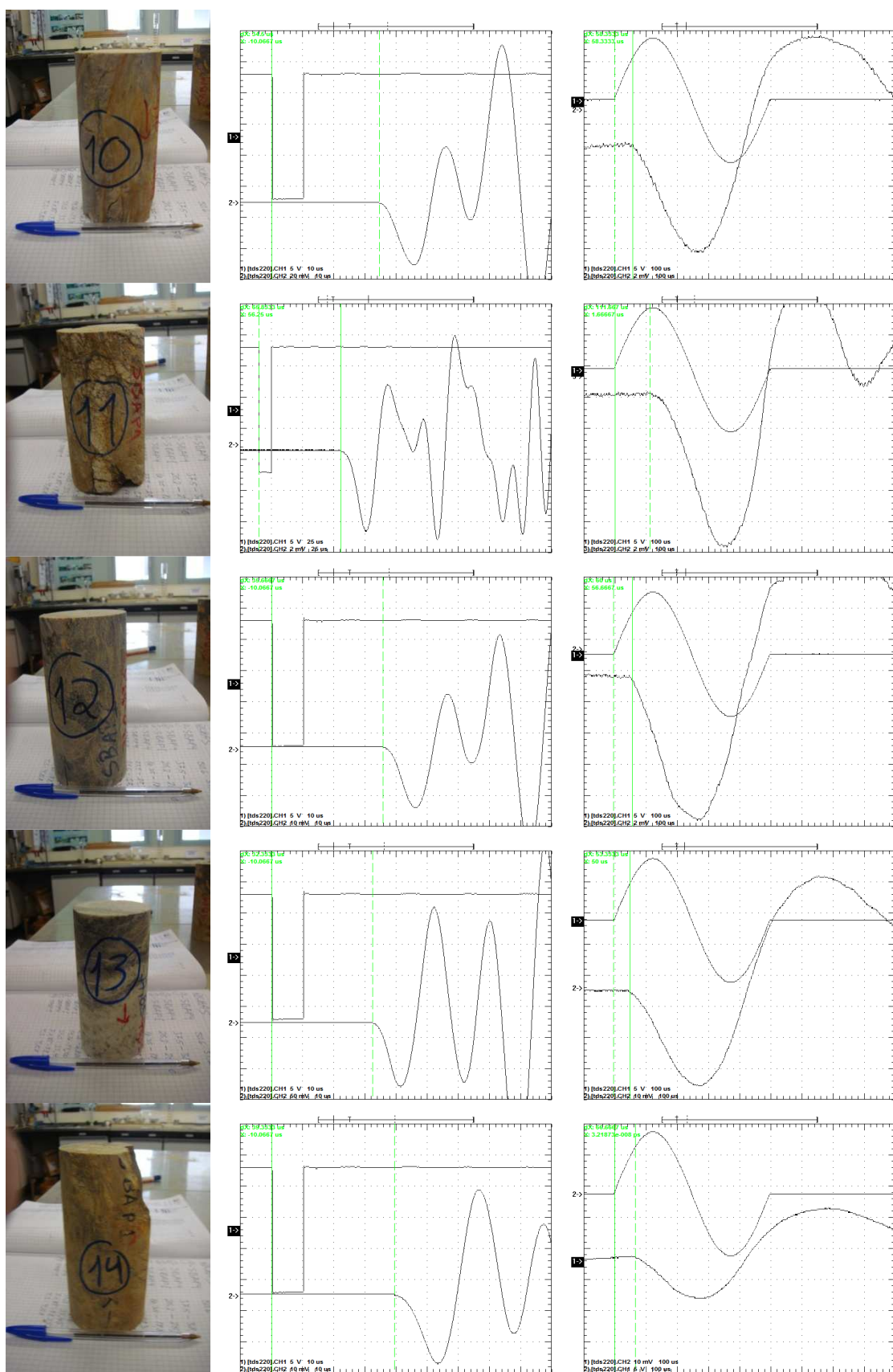
Figura 3 – Exemplo de aplicação de high vacuum grease

ANEXO 1.B – Provetes

Neste anexo será indicada uma fotografia do provete com o seu número de série seguida do gráfico onde foi lido o tempo de propagação das ondas L e por último o gráfico onde foi lido o tempo de propagação das ondas S.







ANEXO 2.B – Provetes

Neste anexo será indicada uma fotografia do provete com o seu número de série seguida do gráfico onde foi lido o tempo de propagação das ondas L e por último o gráfico onde foi lido o tempo de propagação das ondas S.

