

MODELAÇÃO NUMÉRICA DE TALUDES SUJEITOS A PERCOLAÇÃO

LEONARDO VINÍCIUS LOPES RIBEIRO

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

Orientadora: Doutora Sara Rios da Rocha Silva

Coorientador: Professor Doutor António Joaquim Pereira Viana da Fonseca

JUNHO DE 2023

MESTRADO EM ENGENHARIA CIVIL 2021/2022

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL

Tel. +351-22-508 1901

✉ m.ec@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

✉ 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 em Engenharia Civil - 2022/2023 - Departamento de Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2023.*

As opiniões e informações incluídas neste documento representam unicamente o ponto de vista do respetivo 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 eletrónica fornecida pelo respetivo Autor.

Em memória de Mariana e Fofa

Life is like riding a bicycle. To keep your balance, you must keep moving.

Albert Einstein

AGRADECIMENTOS

A produção deste documento foi possível apenas com o suporte e orientação de certas pessoas e entidades que dedicaram seu tempo e atenção a me ajudar na conclusão de meu curso e no desenvolvimento do trabalho em si.

Este trabalho enquadra-se no projeto INPROVE - Solução inovadora para estabilização de depósitos de rejeitados para fazer face às alterações climáticas, com a referência 2022.02638.PTDC, financiado pela FCT/MCTES através de fundos nacionais (PIDDAC).

Agradeço a todos que contribuíram para a incessante batalha que foi o percurso académico deste curso e ao processo de aprendizagem durante a produção desta dissertação, especialmente:

Aos orientadores Doutora Sara Rios e Professor Doutor Viana da Fonseca por sua disponibilidade, paciência e dedicação na produção dos dados e resultados deste projeto, assim como o ensino e revisão de múltiplas bibliografias essenciais para seu desenvolvimento e ao constante acompanhamento durante a evolução do trabalho.

Ao Doutor Miguel Mânica, por se disponibilizar a tirar todas as dúvidas e pela sua imensurável colaboração na modelação e no entendimento do modelo constitutivo estudado. Seus conhecimentos adquiridos de forma autónoma foram essenciais para a aplicação de um modelo realista.

Aos serviços académicos da FEUP, pelo suporte, instrução e atenção na época do covid.

Ao Vitor Eduardo, que no momento mais difícil de minha vida, me pôs de volta a andar e me ensinou o valor da citação de Albert Einstein.

À Evellyn Lima pelo suporte constante, aconselhamento e motivação ao longo de todo o curso.

A todos os meus colegas de sala, que me ensinaram o valor da amizade e união no percurso académico.

A meus pais por terem me dado a oportunidade de estudar tão distante de onde nasci e pelo apoio financeiro sempre que foi preciso.

RESUMO

Os métodos numéricos têm sido cada vez mais utilizados como ferramentas para avaliação do comportamento geotécnico de solos e estruturas associadas. A correta utilização destas ferramentas nestes estudos é essencial para uma previsão realista do comportamento do solo, como por exemplo, em situações em que se necessita conhecer o estado de tensão-deformação de um aterro antes de sua construção.

A presente dissertação tem como objetivo analisar o comportamento de um rejeito de ferro do quadrilátero ferrífero de Minas Gerais no Brasil. Para isto, foi utilizado o modelo constitutivo Clay and Sand Model (CASM) no programa computacional de análise geotécnica PLAXIS.

Através da análise dos ensaios de caracterização geotécnica deste material fornecidos pelo Laboratório de Geotecnia da FEUP foram calibrados os parâmetros do modelo constitutivo CASM. Este modelo constitutivo é um desenvolvimento do conhecido modelo Cam Clay, sendo modelos baseados na teoria dos estados críticos que incorporam o parâmetro de estado ψ , definido pela diferença entre o índice de vazios de um solo e o seu índice de vazios no estado crítico. Desta forma, o estado do material permite perceber se o solo tem tendência dilatante ou contrativa quando carregado.

Em seguida, é desenvolvida uma modelação numérica baseada num modelo físico ensaiado em centrífugadora geotécnica no âmbito do Projeto SAFETY, financiado pela Horizonte2020 da Comissão Europeia através do consorcio GEOLAB. Para se criar uma situação realista, foi implementada uma malha de elementos finitos e condições de fronteira e de fluxo de água que representam realisticamente as interações entre as pressões da água nos poros e o ar que estão presentes no modelo.

Os estudos do modelo numérico no PLAXIS consistiram numa modelação com fluxo acoplado durante a elevação do nível freático desde a base do modelo até uma altura de 30 metros, avaliando-se diversos parâmetros de resposta do solo, nomeadamente deslocamentos e pressões.

PALAVRAS-CHAVE: Percolação, PLAXIS, CASM, Elementos finitos, Fluxo acoplado

ABSTRACT

Numerical methods have increasingly been used as tools for the evaluation of geotechnical behavior of soils and associated structures. The correct usage of these tools in these studies is essential for a realistic preview of soil behavior, for example, in situations where the stress-strain state of an embankment needs to be known before its construction.

This dissertation has the aim of analyzing the behavior of an iron tailing from *Quadrilátero Ferrífero de Minas Gerais* in Brazil. With that in mind, the *Clay and Sand Model* (CASM) was used in the computational program of geotechnical analysis PLAXIS.

Through the analysis of the geotechnical characterization tests of these materials, provided by *Laboratório de Geotecnia da FEUP*, the parameters of the CASM constitutive model were calibrated. This constitutive model is a development of the well-known *Cam Clay* model, being models based on the critical state theory that incorporate the state parameter ψ , defined by the difference between the void ratio of a soil and its void ratio in the critical state. This way, the state of the material allows understanding if the soil has dilatant or contractive tendencies when loaded.

Then, a numerical analysis was developed based on a physical model assessed in a geotechnical centrifuge within Project SAFETY, financed by Horizonte2020 from the European Commission through the GEOLAB consortium. To create a realistic situation, a finite element mesh was implemented together with boundary and flow conditions that realistically represent the interactions between water pore pressures and the air present in the model.

The studies on the PLAXIS numerical model consisted of a fully coupled water flow modeling during the elevation of the phreatic level from the base of the model up to a height of thirty meters, evaluating parameters of response of the soil, namely the deformations and tensions.

KEYWORDS: Percolation, PLAXIS, CASM, Finite Elements, Fully Coupled

ÍNDICE GERAL

AGRADECIMENTOS.....	I
RESUMO	III
ABSTRACT	V
ÍNDICE GERAL	VII
ÍNDICE DE FIGURAS	XI
ÍNDICE DE TABELAS.....	XV
SÍMBOLOS, ACRÓNIMOS E ABREVIATURAS	XVII
1. INTRODUÇÃO	1
1.1. ENQUADRAMENTO GERAL	1
1.2. OBJETIVOS	1
1.2.1. OBJETIVO GERAL	1
1.2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS.....	1
1.3. ESTRUTURA	2
2. MODELAÇÃO NUMÉRICA DE ATERROS	3
2.1 INTRODUÇÃO	3
2.2. MÉTODOS DE EQUILÍBRIO LIMITE	4
2.2.1. INTRODUÇÃO	4
2.2.2. MÉTODO DAS FATIAS (FORMULAÇÃO GERAL)	4
2.2.3. VARIANTES DO MÉTODO DAS FATIAS	5
2.3. MÉTODOS DE ANÁLISE TENSÃO-DEFORMAÇÃO	5
2.4. MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS	6
2.4.1. INTRODUÇÃO	6
2.4.2. FUNDAMENTOS DO MEF	6
2.4.3. TIPOS DE ANÁLISE E SIMPLIFICAÇÕES.....	7
2.4.4. FUNÇÕES INTERPOLADORAS OU FUNÇÕES DE FORMA	8
2.4.5. CAMPO DE DEFORMAÇÕES	13
2.4.6. ELEMENTO UNIDIMENSIONAL DE TRÊS NÓS COM SUBSTITUIÇÃO DE VARIÁVEIS	14
2.4.7. QUADRATURA DE GAUSS.....	15
3. MODELOS CONSTITUTIVOS USADOS NO PLAXIS	19
3.1. INTRODUÇÃO	19
3.2. MODELO ELÁSTICO PERFEITAMENTE PLÁSTICO (MOHR-COULOMB)	19

3.2.1.	DESCRIÇÃO GERAL	19
3.2.2.	PARÂMETROS PLAXIS.....	20
3.3.	MODELO CAM CLAY	23
3.3.1.	DESCRIÇÃO GERAL	23
3.4.	CLAY AND SAND MODEL (CASM)	24
3.4.1.	DESCRIÇÃO GERAL	24
3.4.2.	PLAXIS “USER DEFINED MODEL” E FICHEIRO DLL.....	25
3.4.3.	PARÂMETROS PLAXIS.....	26
3.5.	CASM CIMENTADO	30
3.5.1.	DESCRIÇÃO GERAL	30
3.5.2.	FORMULAÇÃO	30
3.5.3.	PARÂMETROS PLAXIS.....	31
4.	PROCEDIMENTO DE CALIBRAÇÃO DO CASM	35
4.1.	ENSAIOS DE LABORATÓRIO.....	35
4.2.	DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DO CASM A PARTIR DOS ENSAIOS	37
4.2.1.	DECLIVE DA LINHA DO ESTADO CRÍTICO (λ) E DA LINHA DE EXPANSIBILIDADE ISOTRÓPICA (κ)	37
4.2.2.	ÂNGULO DE ATRITO NO ESTADO CRÍTICO (ϕ_{cs})	38
4.3.	CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS DA SUPERFÍCIE DE CEDÊNCIA	38
4.3.1.	RAZÃO DE ESPAÇAMENTO (r)	38
4.3.2.	COEFICIENTE DO ESTADO DE TENSÃO (n): PROCEDIMENTO DE MÁNICA ET AL. (2022)	39
4.3.3.	RAZÃO DO FLUXO PLÁSTICO (m).....	41
4.4.	RESUMO DOS PARÂMETROS OBTIDOS A PARTIR DOS ENSAIOS	42
4.5.	COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE LABORATÓRIO COM MODELO CONSTITUTIVO	42
4.5.1.	ENSAIO NÃO DRENADO SOLTTO	43
4.5.2.	ENSAIOS DRENADOS SOLTOS.....	44
4.5.3.	ENSAIOS DRENADOS DENSOS	49
5.	MODELAÇÃO NUMÉRICA NO PLAXIS.....	55
5.1.	ENQUADRAMENTO E OBJETIVO DA MODELAÇÃO NUMÉRICA.....	55
5.2.	APLICAÇÃO DA GEOMETRIA E ESTRUTURA AO PLAXIS	56
5.2.1.	MALHA DE ELEMENTOS FINITOS	56
5.2.2.	FASES E PARÂMETROS DE CÁLCULO.....	57
5.2.3.	CONDIÇÕES DE FLUXO DA ÁGUA.....	59
6.	RESULTADOS DO MODELO NUMÉRICO.....	63
6.1.	FASE MOHR-COULOMB	63

6.1.1.	DESLOCAMENTOS	63
6.1.2.	PONTOS DE PLASTIFICAÇÃO.....	64
6.1.3.	TENSÕES PRINCIPAIS EFETIVAS E TENSÕES CARTESIANAS	64
6.1.4.	PRESSÕES DA ÁGUA NOS POROS	65
6.1.5.	DESLOCAMENTOS INCREMENTAIS	66
6.1.6.	RESUMO.....	67
6.2.	FASE CASM – PLASTIC EQUILIBRIUM	67
6.2.1.	DESLOCAMENTOS	67
6.2.2.	PONTOS DE PLASTIFICAÇÃO.....	68
6.2.3.	TENSÕES PRINCIPAIS EFETIVAS E TENSÕES CARTESIANAS	68
6.2.4.	PRESSÕES DA ÁGUA NOS POROS	69
6.2.5.	DESLOCAMENTOS INCREMENTAIS	70
6.2.6.	RESUMO.....	70
6.3.	FASE CASM – FULLY COUPLED	71
6.3.1.	DESLOCAMENTOS	72
6.3.2.	PONTOS DE PLASTIFICAÇÃO.....	73
6.3.3.	TENSÕES PRINCIPAIS EFETIVAS E TENSÕES CARTESIANAS	74
6.3.4.	PRESSÕES DA ÁGUA NOS POROS	76
6.3.5.	EXCESSOS DE PRESSÃO DA ÁGUA NOS POROS	77
6.3.6.	DESLOCAMENTOS INCREMENTAIS	79
6.3.7.	DEFORMAÇÕES DISTORCIONAIS	80
6.3.8.	RESUMO.....	81
6.3.9.	ANÁLISE DE TENSÕES EM PONTOS DO MACIÇO	81
6.3.10.	EFEITO DA REDUÇÃO DO TEMPO DE PERCOLAÇÃO.....	83
6.3.11.	EFEITO DA VARIAÇÃO DA SUCCÃO	83
6.4.	COMPARAÇÃO RESULTADOS COM OUTROS MODELOS NUMÉRICOS	84
7.	CONCLUSÃO	85
7.1.	CONSIDERAÇÕES FINAIS	85
7.2.	DESENVOLVIMENTOS FUTUROS	86
	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	87

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1 - Exemplo de superfície de deslizamento em rotura global (adaptado de Matos Fernandes, 2015)	3
Figura 2 – Representação esquemática do método das fatias. (a) separação das fatias no maciço terroso; (b) fatia genérica com as forças atuantes (Adaptado de Matos Fernandes, 2015).....	4
Figura 3 – Representação de elementos simples para o caso de: (a) estruturas sólidas; (b) estruturas laminares; (c) estruturas reticuladas	8
Figura 4 – Representação de um elemento finito simples em modelo axissimétrico	8
Figura 5 – Esquematisação da escolha das simplificações do método dos elementos finitos	8
Figura 6 – Elemento unidimensional simples de 2 nós.....	9
Figura 7 – Representação gráfica dos valores das funções de forma para diferentes valores de X dentro do elemento finito unidimensional de 2 nós	10
Figura 8 – Elemento unidimensional simples de 3 nós.....	10
Figura 9 – Representação gráfica dos valores das funções de forma para diferentes valores de X dentro do elemento finito unidimensional de 3 nós	11
Figura 10 – Representação de um elemento finito bidimensional com os correspondentes eixos e coordenadas.....	13
Figura 11 – Mudança de variável em elemento unidimensional de 3 nós	14
Figura 12 – Representação da tensão de tração na envolvente de rotura dos estados de tensão de um solo	22
Figura 13 - Superfície de cedência do modelo Cam Clay com as linhas CSL e K_0	23
Figura 14 – Influência do parâmetro n na superfície de cedência de um maciço qualquer (Adaptado de Rios, 2011)	24
Figura 15 – Influência do parâmetro r na superfície de cedência de um maciço qualquer (Adaptado de Rios, 2011)	25
Figura 16 – Janela com lista de parâmetros a serem implementados no modelo CASM no PLAXIS .	26
Figura 17 – Definições do parâmetro de estado, parâmetros físicos e volumes específicos no plano $v' - \ln p'$ (Adaptado de Vale, 2011)	28
Figura 18 – Efeitos do aumento da cimentação na superfície de cedência	30
Figura 19 – Efeito da variação do parâmetro de degradação b_0 nos gráficos de tensão de corte pela extensão axial e pela tensão média para os casos drenados e não drenados.	32
Figura 20 – Efeito da variação do parâmetro de degradação α nos gráficos de tensão de corte pela extensão axial e pela tensão média para os casos drenados e não drenados.	33
Figura 21 – Gráficos de tensão deformação para os ensaios drenados: (a) 50 kPa (solto); (b) 50 kPa (denso); (c) 200 kPa (solto); (d) 200 kPa (denso); (e) 600 kPa (solto); (f) 600 kPa (denso); e não drenado: (g) 200 kPa (Solto)	36
Figura 22 – Aproximação linear do gráfico $v - \ln p'$	37

Figura 23 – Aproximação linear da CSL a partir dos ensaios drenados soltos	38
Figura 24 – Endurecimento do solo durante carregamento não drenado (adaptado de Mânica et al., 2021)	40
Figura 25 – Parâmetros da ferramenta Soil Test	43
Figura 26 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CIU_S_200kPa	44
Figura 27 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CIU_S_200kPa	44
Figura 28 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_50kPa	45
Figura 29 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_50kPa	45
Figura 30 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_50kPa	46
Figura 31 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa	46
Figura 32 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa	47
Figura 33 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa	47
Figura 34 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_600kPa	48
Figura 35 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_600kPa	48
Figura 36 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_600kPa	48
Figura 37 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_50kPa	49
Figura 38 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_50kPa	50
Figura 39 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_50kPa	50
Figura 40 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_200kPa	51
Figura 41 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_200kPa	51
Figura 42 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_200kPa	51
Figura 43 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_600kPa	52
Figura 44 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_600kPa	52
Figura 45 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_600kPa	53
Figura 46 – Centrifugadora geotécnica da empresa Deltares	55
Figura 47 – Modelo físico que representa metade do aterro objeto de estudo	56
Figura 48 – Modelo físico no PLAXIS com dimensões em metros	56
Figura 49 – Malha de elementos finitos para o modelo numérico no PLAXIS	57
Figura 50 – Fases de cálculo do modelo numérico no PLAXIS	57
Figura 51 – Curva de retenção do solo com índice de vazios $e=0.8$	59
Figura 52 – Condições de fronteira para as fases <i>Mohr-Coulomb</i> e <i>CASM - Plastic Equilibrium</i>	60
Figura 53 – Condições de fronteira para as fases <i>CASM - Fully Coupled</i>	60
Figura 54 – Gráfico do crescimento da altura de água ao longo do tempo na fronteira lateral esquerda	61

Figura 55 – Permeabilidades relativas ao longo do modelo com um nível freático qualquer.....	61
Figura 56 – Deslocamentos da fase <i>Mohr-Coulomb</i>	63
Figura 57 – Pontos de plastificação da fase <i>Mohr-Coulomb</i>	64
Figura 58 – Tensões principais efetivas médias da fase <i>Mohr-Coulomb</i>	64
Figura 59 – Tensões efetivas verticais da fase <i>Mohr-Coulomb</i>	65
Figura 60 - Tensões efetivas horizontais da fase <i>Mohr-Coulomb</i>	65
Figura 61 – Pressões da água nos poros da fase <i>Mohr-Coulomb</i>	66
Figura 62 – Deslocamentos incrementais da fase <i>Mohr-Coulomb</i>	66
Figura 63 – Deslocamentos da fase <i>CASM – Plastic Equilibrium</i>	67
Figura 64 – Pontos de plastificação da fase <i>CASM – Plastic Equilibrium</i>	68
Figura 65 – Tensões principais efetivas médias da fase <i>CASM – Plastic Equilibrium</i>	68
Figura 66 – Tensões efetivas verticais da fase <i>CASM – Plastic Equilibrium</i>	69
Figura 67 – Tensões efetivas horizontais da fase <i>CASM – Plastic Equilibrium</i>	69
Figura 68 – Pressões da água nos poros da fase <i>CASM – Plastic Equilibrium</i>	70
Figura 69 – Deslocamentos incrementais da fase <i>CASM – Plastic Equilibrium</i>	70
Figura 70 – Deslocamentos e nível freático para o passo 21 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	71
Figura 71 - Deslocamentos para o passo 13 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	72
Figura 72 – Deslocamentos para o passo 20 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	72
Figura 73 – Pontos de plastificação para o passo 13 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	73
Figura 74 – Pontos de plastificação para o passo 20 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	73
Figura 75 – Tensões efetivas principais médias para o passo 13 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	74
Figura 76 – Tensões efetivas principais médias para o passo 20 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	74
Figura 77 – Tensões efetivas verticais para o passo 13 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	75
Figura 78 – Tensões efetivas verticais para o passo 20 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	75
Figura 79 – Tensões efetivas horizontais para o passo 13 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	76
Figura 80 – Tensões efetivas horizontais para o passo 20 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	76
Figura 81 – Pressão nos poros para o passo 13 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	77
Figura 82 – Pressão nos poros para o passo 20 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	77
Figura 83 – Excesso de pressão nos poros para o passo 13 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	78
Figura 84 – Excesso de pressão nos poros para o passo 20 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	78
Figura 85 – Deslocamentos incrementais para o passo 13 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	79
Figura 86 – Deslocamentos incrementais para o passo 20 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	79
Figura 87 – Deformações distorcionais para o passo 13 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	80

Figura 88 – Deformações distorcionais para o passo 20 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	80
Figura 89 – Posição dos pontos escolhidos para análise	81
Figura 90 – Trajetórias de tensões e CSL para a fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	82
Figura 91 – Excessos de pressões ao longo dos passos da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	82
Figura 92 – Nível freático e deformada para a fase de fluxo acoplado com intervalo de tempo de 10 minutos	83
Figura 93 – Deformadas e níveis freáticos para os valores de sucção: (a) 15 kPa e (b) 20 kPa.....	84

ÍNDICE DE TABELAS

Tabela 1 – Lista de pontos de Gauss e pesos e grau máximo do polinómio para integração exata ...	18
Tabela 2 - Parâmetros obrigatórios para o modelo constitutivo Mohr-Coulomb	20
Tabela 3 - Parâmetros alternativos para o módulo de elasticidade no modelo constitutivo Mohr-Coulomb	20
Tabela 4 - Parâmetros do modelo constitutivo CASM	27
Tabela 5 - Parâmetros específicos do CASM cimentado	31
Tabela 6 – Lista de ensaios utilizados na calibração do CASM	35
Tabela 7 – Valores da tensão média efetiva e índice de vazios no fim do cisalhamento.....	37
Tabela 8 – Cálculo do parâmetro r a partir do ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa.....	39
Tabela 9 – Cálculo do parâmetro n a partir do ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa	41
Tabela 10 – Cálculo do parâmetro m a partir da fórmula deduzida por Mânica et al. (2022)	42
Tabela 11 - Resumo dos parâmetros do CASM	42
Tabela 12 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CIU_S_200kPa.....	43
Tabela 13 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_50kPa.....	45
Tabela 14 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa.....	46
Tabela 15 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_600kPa.....	47
Tabela 16 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_50kPa	49
Tabela 17 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_200kPa	50
Tabela 18 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_600kPa	52
Tabela 19 – Parâmetros do modelo constitutivo Mohr-Coulomb para o material da fase inicial.....	58
Tabela 20 – Parâmetros adicionais para o modelo constitutivo CASM	58
Tabela 21 – Parâmetros de cálculo relevantes das fases de cálculo no PLAXIS	59
Tabela 22 – Parâmetros de fluxo de percolação dos materiais CASM e Mohr-Coulomb	61
Tabela 23 – Resumo dos resultados obtidos na fase <i>Mohr-Coulomb</i>	67
Tabela 24 – Resumo dos resultados obtidos na fase <i>CASM – Plastic Equilibrium</i>	71
Tabela 25 – Resumo dos resultados obtidos para passo 21 da fase <i>CASM – Fully Coupled</i>	81

SÍMBOLOS, ACRÓNIMOS E ABREVIATURAS

a – Parâmetro multiplicativo da degradação da cimentação

a_i – Deslocamentos nodais de um nó i

b – Parâmetro de cimentação

b_0 – Valor inicial do parâmetro de cimentação

c – Coesão [kPa]

c_i – Coeficiente i da função polinomial

e – Índice de vazios

e_0 – Índice de vazios inicial

e_{csl} – Índice de vazios no estado crítico

E – Módulo de Young/Módulo de elasticidade [kPa]

E_{oed} – Módulo edométrico [kPa]

F – Coeficiente global de segurança

g – Aceleração gravítica [m/s^2]

G – Módulo de distorção [kPa]

h – Parâmetro de degradação da cimentação calculado diretamente a partir de h_1 e h_2

h_1 – Parâmetro de degradação da cimentação pelas extensões plásticas volumétricas

h_2 – Parâmetro de degradação da cimentação pelas extensões plásticas de corte

E_{li} – Resultante das forças de interação normais à face lateral esquerda da fatia [kN]

E_{ri} – Resultante das forças de interação normais à face lateral direita da fatia [kN]

I – Integral genérico

J – Aproximação de um integral pela quadratura de Gauss

K – Índice de compressão isotrópica

K_0 – Coeficiente de impulso em repouso

k_x – Permeabilidade do solo na direção horizontal (x) [m/s]

k_y – Permeabilidade do solo na direção vertical (y) [m/s]

L – Comprimento de um elemento finito

m – Parâmetro da razão do fluxo plástico no modelo CASM

M – Inclinação da linha do estado crítico no espaço $p' - q$

M_R – Momento resistente da fatia [kN.m]

M_S – Momento solicitante da fatia [kN.m]

M_ϕ – Declive da CSL calculado a partir de ϕ' e α

n – Parâmetro do estado de tensão no modelo CASM

n_{init} – Porosidade inicial no modelo Mohr-Coulomb

N – Parâmetro da função de sobretensão no modelo CASM

N_i' – Resultante das tensões efetivas normais à base da fatia [kN]

N_i – Função de forma para o nó i

p_0' – Tensão principal média efetiva [kPa]

$p_{0,pk}'$ – Tensão média efetiva isotrópica no estado de tensão no pico da resistência não drenada [kPa]

p_{atm} – Pressão atmosférica [kPa]

p_c' – Tensão isotrópica de pré-consolidação em solo com cimentação [kPa]

p_{eq} – Tensão isotrópica equivalente [kPa]

p_{ini} – Pressão média inicial [kPa]

p_p – Tensão principal isotrópica de pré-consolidação [kPa]

p_{pk}' – Tensão efetiva média no estado de tensão no pico da resistência não drenada [kPa]

p_t' – Tensão isotrópica de tração de pré-consolidação em solo com cimentação [kPa]

p_x' – Tensão na CSL [kPa]

$P_{g,i}$ – Coordenada do ponto de Gauss i

q – Tensão de desvio [kPa]

q_{pk} – Tensão de desvio no estado de tensão no pico da resistência não drenada [kPa]

r – Parâmetro da razão de espaçamento entre NCL e CSL no modelo CASM

R – Grau de sobreconsolidação no modelo CASM

S_p – Resistência não drenada de pico

T_i – Resultante das tensões tangenciais mobilizadas na base da fatia [kN]

u – Campo de deslocamentos

U_i' – Resultante da pressão da água nos poros da base da fatia [kN]

V_p – Velocidade das ondas de compressão P [m/s]

V_s – Velocidade das ondas de corte S [m/s]

$W_{g,i}$ – Peso de um ponto de Gauss i

W_i – Peso da fatia em estudo [kN]

x_i – Abcissa de um nó i

X_{li} – Resultante das forças de interação tangenciais à face lateral esquerda da fatia [kN]

X_{ri} – Resultante das forças de interação tangenciais à face lateral direita da fatia [kN]

α – Parâmetro que relaciona os declives da CSL em compressão e em tração

α_t – Parâmetro de cimentação associado à resistência à tração
 γ_{sat} – Peso volúmico total do solo saturado [kN/m³]
 γ_{unsat} – Peso volúmico total do solo não saturado [kN/m³]
 Γ – Volume específico do material no estado crítico para uma tensão média efetiva de 1 kPa
 ε – Campo de deformações
 ε_a – Extensão na direção do corte [%]
 ε_v – Extensão volumétrica [%]
 ε_{yy} – Deformação máxima na direção vertical [%]
 ε_p^p – Torsor da extensão plástica isotrópica
 ε_q^p – Torsor da extensão plástica de corte
 η – Razão das tensões
 η_{K_0} – Razão das tensões em consolidação unidimensional
 η_{in} – Razão das tensões inicial
 η_{pk} – Razão das tensões no estado de tensão no pico da resistência não drenada
 κ – Índice de compressão isotrópica em maciços sobreconsolidados
 λ – Índice de compressão isotrópica em maciços normalmente consolidados
 ν – Coeficiente de Poisson
 ν' – Volume específico do material
 ν_{ur} – Coeficiente de Poisson no modelo constitutivo Cam Clay
 ϕ' – Ângulo de atrito do solo no estado natural [°]
 ϕ'_{crit} – Ângulo de atrito do solo no estado crítico [°]
 ψ – Ângulo de dilatação [°]
 ψ_0 – Parâmetro de estado inicial
 ψ_r – Parâmetro de estado de referência
 ρ – Densidade do solo [kg/m³]
 σ_1 – Tensão total máxima [kPa]
 σ_3 – Tensão total mínima [kPa]
 σ_t – Resistência à tração [kPa]
 σ'_{xx} – Tensão horizontal efetiva no fim da consolidação [kPa]

CASM – Clay and Sand Model

CSL – Critical State Line (Linha do estado crítico)

dll – dynamic link library

FEUP – Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto

MEF – Método dos Elementos Finitos

NCL – Normal Consolidation Line (Linha de compressibilidade normal)

OCR – Overconsolidation ratio (Grau de sobreconsolidação)

2D – Duas dimensões

3D – Três dimensões

1

INTRODUÇÃO

1.1. ENQUADRAMENTO GERAL

A análise da estabilidade de taludes em aterros de grandes dimensões (como sejam barragens de terra para armazenamento de água, aterros viários, ou estruturas para deposição de rejeitados mineiros), deve ser feita através de análises hidromecânicas em tensão deformação, por exemplo através do método dos elementos finitos. Quando os materiais são colocados numa condição mais solta e considerando a eventualidade de ficarem saturados (devido a precipitação intensa, deficiência no sistema de drenagem, compactação com teores em água demasiado elevados, etc.) é necessário utilizar modelos constitutivos avançados que possam simular a liquefação. Esta situação é especialmente comum em pilhas de rejeitados mineiros em que os rejeitados são compactados com teores em água mais elevados e densidades mais baixas do que o ponto ótimo do Proctor Normal.

O uso de ensaios de laboratório para calibrar os parâmetros desses modelos constitutivos avançados é, portanto, fundamental para se obter uma resposta semelhante à que se espera in situ.

O sucesso na caracterização do terreno e da calibração do modelo para um determinado solo permite estimar com grande confiabilidade a resposta do solo, o que proporciona um melhor estudo geotécnico da estrutura a ser construída ou alterada e permite prever roturas com maior precisão.

1.2. OBJETIVOS

1.2.1. OBJETIVO GERAL

Neste trabalho pretende-se utilizar dados de ensaios laboratoriais para calibrar modelos constitutivos (neste caso, o Clay and Sand Model (CASM)) de forma a proceder subsequentemente às análises numéricas correspondentes no programa PLAXIS 2D. Será utilizado um modelo simples de um talude para avaliar o seu comportamento hidrodinâmico em função das condições de fluxo impostas.

1.2.2. OBJETIVOS ESPECÍFICOS

Os objetivos específicos deste documento são os seguintes:

- Definir sumariamente o funcionamento dos programas de cálculo através da caracterização dos métodos numéricos;

- Definir e descrever os modelos constitutivos Mohr-Coulomb, Cam Clay e CASM, assim como seus parâmetros e forma de funcionamento dos algoritmos no programa PLAXIS;
- Descrever os processos de calibração dos parâmetros do CASM quando na presença de ensaios triaxiais de laboratório;
- Comparar os resultados dos ensaios triaxiais de laboratório com os obtidos com a ferramenta Soil Test do PLAXIS, tanto para condições drenadas quanto não drenadas;
- Criar um modelo de talude com o objetivo de avaliar o comportamento do solo e o estado de tensão-deformação quando sujeito a um regime de percolação com o modelo constitutivo CASM;
- Avaliar a influência do tempo de percolação no comportamento do solo em análise com fluxo acoplado.

1.3. ESTRUTURA

Este documento divide-se em 7 capítulos.

O presente capítulo dedica-se à introdução, objetivos e estrutura em que serão apresentados os temas a serem estudados.

O segundo capítulo descreve os métodos que podem ser utilizados para a análise de aterros. Nesse âmbito são apresentados os métodos de análise de tensão deformação e uma explicação sumária do método dos elementos finitos.

O terceiro capítulo faz um resumo dos modelos constitutivos essenciais para o entendimento da proposta deste trabalho. Os modelos constitutivos relevantes são o Mohr-Coulomb, que é utilizado como modelo mais simples para comparar com os seguintes, o Cam Clay, por originar o modelo o qual este documento é focado, e o CASM, modelo usado neste estudo.

O quarto capítulo dedica-se à metodologia utilizada na calibração dos parâmetros do modelo CASM que não são empiricamente obtidos através dos ensaios bem como o método para obtenção de tais parâmetros, aproximações e também estimativas para outros parâmetros, mesmo que não muito influentes no resultado do estudo.

No quinto capítulo, faz-se a modelação numérica no software PLAXIS através da criação de uma geometria baseada em ensaios em modelo físico em centrífugadora. Adota-se condições de fluxo de percolação que representem realisticamente as interações da pressão nos poros com o ambiente. Criam-se três fases de cálculo com o objetivo de garantir o bom funcionamento do algoritmo de cálculo do modelo constitutivo CASM.

No sexto capítulo, avalia-se os resultados para uma evolução do nível freático com fluxo acoplado até o ponto em que o terreno sofre rotura ou até o ponto em que o programa deixa de fazer o cálculo devido a falhas numéricas. Também se compara os resultados deste trabalho com o de trabalhos semelhantes.

No último capítulo faz-se um resumo das conclusões obtidas e a apresentação dos desenvolvimentos futuros.

2

MODELAÇÃO NUMÉRICA DE
ATERROS

2.1 INTRODUÇÃO

Os maciços terrosos têm um comportamento altamente hiperestático, onde a rotura de um ponto ou um elemento deste maciço não implica na rotura de todo o maciço. Portanto, para que a rotura aconteça é preciso que a resistência ao corte do solo seja mobilizada ao longo de uma superfície, designada por superfície de rotura. Na Figura 1, apresenta-se uma superfície de rotura global (Matos Fernandes, 2015).

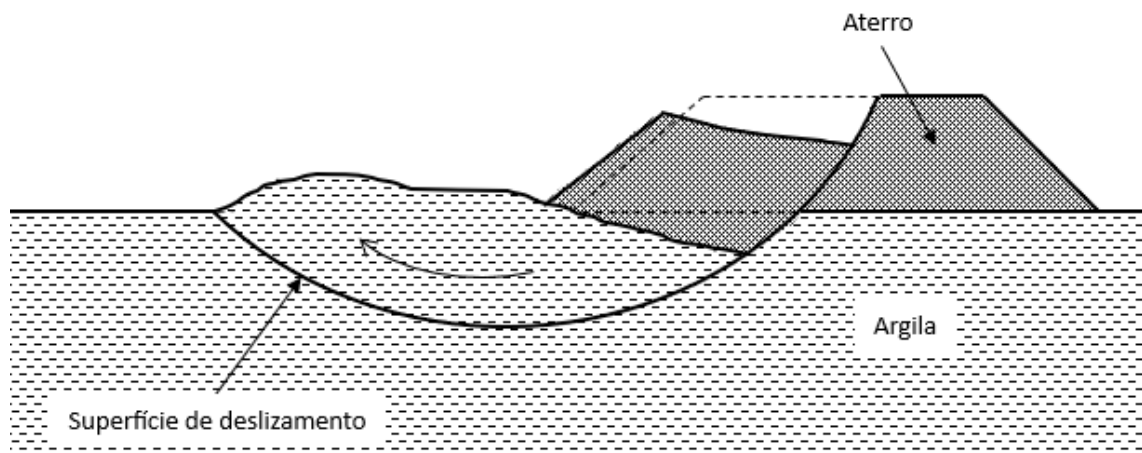


Figura 1 - Exemplo de superfície de deslizamento em rotura global (adaptado de Matos Fernandes, 2015)

Os aterros e taludes com características homogêneas podem sofrer deslizamentos devido a uma rotura global aproximadamente circular.

Soluções teóricas matematicamente exatas são raras em Mecânica dos Solos e são geralmente para casos muito simplificados e, conseqüentemente não são aplicáveis à maioria dos casos práticos.

A modelação numérica baseada no método dos elementos finitos é por isso uma ferramenta muito importante para vencer este obstáculo. Por outro lado, a utilização crescente deste método resulta do desenvolvimento da capacidade de cálculo dos computadores que têm tornado este processamento mais

rápido e eficiente, evidenciando a importância de uma boa aproximação entre os modelos de cálculo e a realidade.

2.2. MÉTODOS DE EQUILÍBRIO LIMITE

2.2.1. INTRODUÇÃO

Apesar de existirem outras metodologias de avaliação de estabilidade, os mais utilizados são os métodos de equilíbrio limite, que consistem em estudar e comparar as forças resistentes e as solicitantes. A forma tradicional de comparar estas forças é através da razão entre estas forças, pelo designado *coeficiente global de segurança*, Matos Fernandes (2015). A equação (1) apresenta esta comparação:

$$F = \frac{\text{Resistência mobilizável}}{\text{Ações Solicitantes}} \quad (1)$$

O coeficiente global de segurança pode, portanto, ser interpretado como o valor pelo qual é possível multiplicar as forças solicitantes de forma que sejam iguais em módulo às forças resistentes mobilizadas.

2.2.2. MÉTODO DAS FATIAS (FORMULAÇÃO GERAL)

O método das fatias é um dos métodos de equilíbrio limite que consiste em dividir o maciço terroso em fatias com faces laterais verticais e analisar o equilíbrio das forças em cada fatia, como se pode observar na Figura 2.

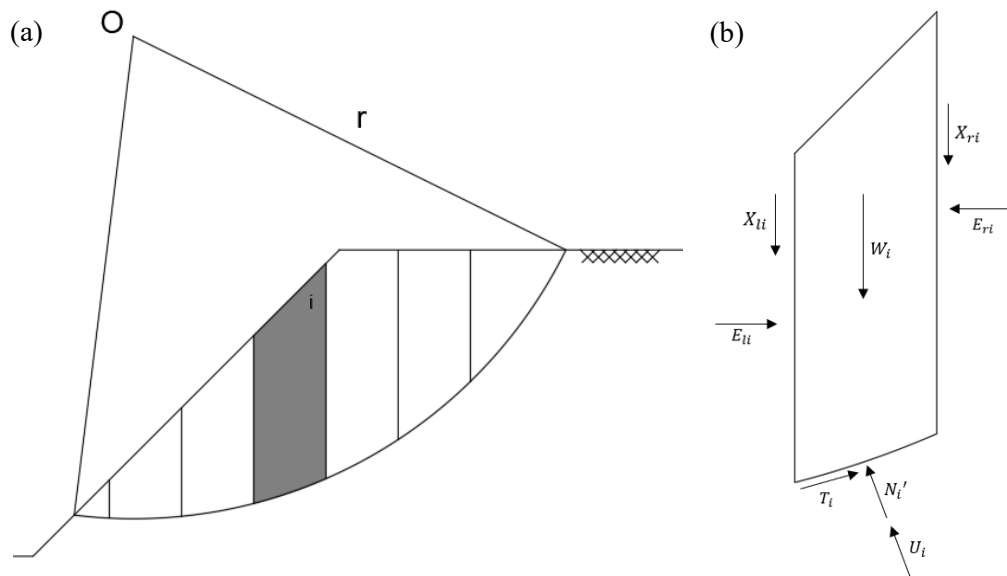


Figura 2 – Representação esquemática do método das fatias. (a) separação das fatias no maciço terroso; (b) fatia genérica com as forças atuantes (Adaptado de Matos Fernandes, 2015)

O estudo do equilíbrio das forças consiste em determinar o valor das diferentes forças atuantes na fatia, separando-as nos conjuntos de forças resistente e solicitantes. As forças que podem ser identificadas na Figura 2, de acordo com Matos Fernandes (2015) são:

- W_i = Peso da fatia em estudo;
- N_i' = Resultante das tensões efetivas normais à base da fatia;
- U_i = Resultante da pressão da água nos poros da base da fatia;
- T_i = Resultante das tensões tangenciais mobilizadas na base da fatia;
- E_{ri} e E_{li} = Resultante das forças de interação normais às faces laterais da fatia (r – direita e l – esquerda)
- X_{ri} e X_{li} = Resultante das forças de interação tangenciais às faces laterais da fatia (r – direita e l – esquerda)

É então calculado o coeficiente de segurança (F) para cada fatia de acordo com a equação (2).

$$F = \frac{M_R}{M_S} \quad (2)$$

Onde M_R é o momento das forças resistentes, ou seja, que se opõem à rotura por deslizamento e M_S é o momento das forças solicitantes, que tendem a provocar a rotura. Estes momentos podem ser facilmente calculados através de relações trigonométricas simples, o que torna simples a automatização para o cálculo do coeficiente global de segurança para várias superfícies de rotura. Existem vários programas de cálculo disponíveis no mercado para este efeito, como por exemplo PLAXIS LE da Bentley Systems, o Slope/W da GEOSlope, o Slide da Rocscience, o Slope Stability da GEO5, entre outros.

2.2.3. VARIANTES DO MÉTODO DAS FATIAS

Dentre as forças listadas, a única que não é conhecida é N_i' , devido ao equilíbrio ser estaticamente indeterminado. Os diversos métodos baseados no método das fatias são distintos pelas suposições que fazem para eliminar a indeterminação. Eles são sucintamente referidos a seguir:

- **Método de Fellenius** (Método sueco) – As forças de interação entre as fatias são consideradas como paralelas à base da fatia;
- **Método de Bishop Simplificado** – As forças de interação entre as fatias são consideradas como horizontais. Esta solução, no entanto, não leva a uma solução explícita, exigindo um cálculo iterativo para se determinar o coeficiente global de segurança F .
- **Método de Spencer** – Utiliza o equilíbrio das forças para além do equilíbrio dos momentos. Depende de um novo parâmetro ρ_i , o ângulo que a resultante das forças de interação entre as fatias faz com a horizontal.
- **Método de Morgenstern & Price** – Este método admite uma relação entre a componente tangencial e a componente normal das forças de interação, e permite avaliar superfícies de rotura com uma forma diferente da circular

2.3. MÉTODOS DE ANÁLISE TENSÃO-DEFORMAÇÃO

Análise dos meios contínuos através dos métodos de equilíbrio limite é feita por meio da resolução direta dos sistemas de equações. No entanto, estes procedimentos são apenas aplicáveis a maciços homogêneos

e de geometria simples. Para tentar resolver problemas mais complexos foram desenvolvidas análises numéricas em tensão-deformação baseadas por exemplo no método dos elementos finitos ou no método das diferenças finitas.

O método das diferenças finitas é um método de resolução de equações diferenciais que se baseia na aproximação de derivadas por diferenças finitas. Assim, o domínio é discretizado em vários pontos, para os quais a solução é calculada através da resolução de equações algébricas contendo diferenças finitas e valores dos pontos vizinhos. Desta forma, o método das diferenças finitas converte equações diferenciais em sistemas de equações lineares que podem ser resolvidos através de cálculo algébrico matricial.

Já o método dos elementos finitos, apesar de baseado no método das diferenças finitas, consiste na resolução de integrais com o recurso a métodos de relaxação baseados na redução do conjunto de resíduos. Em outras palavras, o integral em um volume V é calculado como o somatório de integrais em volumes simples V_i . Com o desenvolvimento do recurso ao computador, tornou-se atrativa a substituição do problema por outro semelhante de modo a recorrer a resultados publicados em tabelas e ábacos, Azevedo (2003).

A vantagem destas metodologias em relação aos métodos de equilíbrio limite apresentado anteriormente é que, para além da obtenção de um coeficiente de segurança, é possível avaliar os deslocamentos e as tensões em vários pontos ao longo do aterro, percebendo mais claramente o mecanismo de rotura e o método mais adequado para a sua estabilização. No entanto, devido à sua maior complexidade, exige-se um maior rigor na simulação das condições reais, sendo essencial que o modelo constitutivo adotado consiga reproduzir adequadamente o comportamento do solo na estrutura em análise. Muitas vezes é necessário fazer uma escolha entre um modelo mais complexo, mas com um maior número de parâmetros a calibrar, e um modelo mais simples, mas com menor número de parâmetros. Essa escolha depende do tipo de ensaios disponíveis e representativos do solo em estudo, bem como da estrutura que se pretende analisar. Existem vários programas de cálculo numérico disponíveis no mercado para o cálculo de estruturas geotécnicas através do método dos elementos finitos. Neste trabalho, optou-se pela utilização do programa PLAXIS, uma vez que tem uma variedade de modelos constitutivos disponível e, a sua licença está disponível na FEUP.

2.4. MÉTODO DOS ELEMENTOS FINITOS

2.4.1. INTRODUÇÃO

Segundo Azevedo (2003), o Método dos Elementos Finitos (MEF) tem como objetivo a determinação do estado de tensão e deformação de um sólido de geometria qualquer sujeito a ações exteriores.

É comum ao dimensionamento de estruturas uma sucessão de modificações e aperfeiçoamentos durante o projeto com o objetivo de se atingir uma solução satisfatória. O MEF é, portanto, essencial para análise do comportamento da estrutura ou, no caso da aplicação na engenharia geotécnica, da capacidade resistente e deformabilidade do solo de forma rápida e eficiente.

2.4.2. FUNDAMENTOS DO MEF

A formulação do MEF assume que é possível substituir um domínio de geometria complexa por uma série de subdomínios simples, portanto, a resolução da equação integral (3) é possível devido à aproximação verificada em (4).

$$\int_V f \, dV = \sum_{i=1}^n \int_{V_i} f \, dV_i \quad (3)$$

$$V = \sum_{i=1}^n V_i \quad (4)$$

Cada subdomínio V_i é equivalente a um elemento de geometria simples e V equivale à geometria arbitrária do domínio em estudo. f corresponde à matriz das forças exteriores aplicadas.

O cálculo da equação (4) é feito através da assemblagem das matrizes resultantes da integração da função dos subdomínios, semelhante à operação feita no cálculo de estruturas reticuladas.

2.4.3. TIPOS DE ANÁLISE E SIMPLIFICAÇÕES

Existem diversos tipos de análises segundo os MEF. Estas dependem de classificações que distinguem os diferentes tipos de estrutura em estudo. Dado que o MEF tem como objetivo criar um modelo representativo da realidade, é preciso escolher qual o tipo de análise cujas simplificações provocam os resultados mais aproximados.

2.4.3.1. Análise dinâmica ou estática

As ações nas estruturas são no geral dinâmicas, no entanto é possível simplificar o estudo ao se desprezar as ações associadas às acelerações e forças de inercia quando os movimentos são suficientemente lentos;

2.4.3.2. Análise linear ou não linear

Numa análise linear, é assumido que as deformações não são significativamente influentes no resultado, ou seja, todo o estudo é baseado na geometria inicial sem deformações. No caso de uma análise não linear, esta hipótese não é considerada e é preciso recorrer a algoritmos mais sofisticados;

2.4.3.3. Estruturas reticuladas, laminares ou sólidas

Estruturas sólidas são o caso geral onde não são feitas simplificações (3D).

Estruturas laminares são as que permitem a redução do sólido a uma superfície média, onde a estrutura se desenvolve para ambos os lados da direção perpendicular à da superfície. Geralmente isto ocorre quando uma estrutura possui uma dimensão muito reduzida em relação às outras (2D).

Estruturas reticuladas constituem barras prismáticas cujas dimensões transversais são muito reduzidas relativamente ao comprimento do eixo médio. Estas podem ser classificadas como pórticos ou treliças, caso sejam consideradas ou não a compatibilidade das rotações nas extremidades de elementos adjacentes.

Possíveis representações de elementos simples para cada dimensão podem ser observadas na Figura 3.

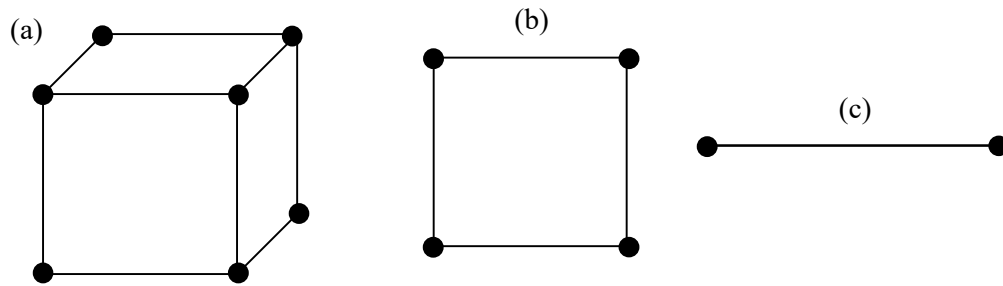


Figura 3 – Representação de elementos simples para o caso de: (a) estruturas sólidas; (b) estruturas laminares; (c) estruturas reticuladas

2.4.3.4. Modelo axissimétrico

É possível adotar esta simplificação quando a estrutura é um sólido de revolução e as ações são todas simétricas em relação ao eixo. Este é o caso da simulação de um ensaio triaxial em que o provete é cilíndrico e as cargas aplicadas na direção horizontal são uniformes pelo facto de serem aplicada pela pressão da água na câmara. Uma representação de um elemento simples em modelo axissimétrico pode ser observada na Figura 4, enquanto uma breve esquematização das simplificações é observada na Figura 5.

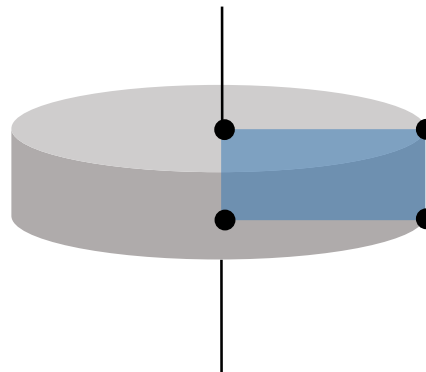


Figura 4 – Representação de um elemento finito simples em modelo axissimétrico

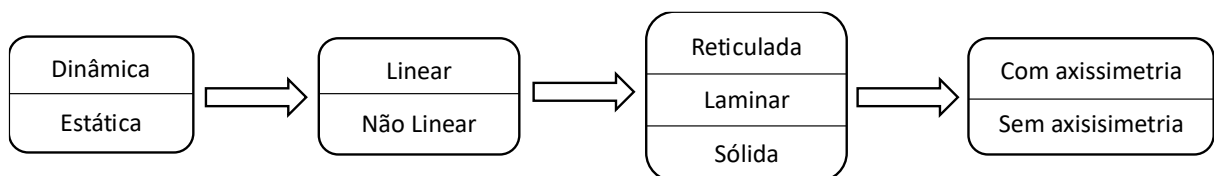


Figura 5 – Esquematização da escolha das simplificações do método dos elementos finitos

2.4.4. FUNÇÕES INTERPOLADORAS OU FUNÇÕES DE FORMA

O MEF utiliza funções interpoladoras denominadas *funções de forma* para determinar o estado de tensão e deformação dentro de um elemento sem que seja necessário haver muitos pontos neste elemento. Esta função tem como objetivo distribuir linearmente os pontos do modelo real no modelo dos elementos

finitos. Para melhor entendimento do funcionamento e cálculo destas funções, serão utilizados inicialmente elementos unidimensionais simples.

2.4.4.1. Funções interpoladoras em elementos unidimensionais de 2 nós

A Figura 6 apresenta um elemento unidimensional simples e genérico com comprimento 2 e 3 nós igualmente espaçados e simétricos em relação ao eixo médio.

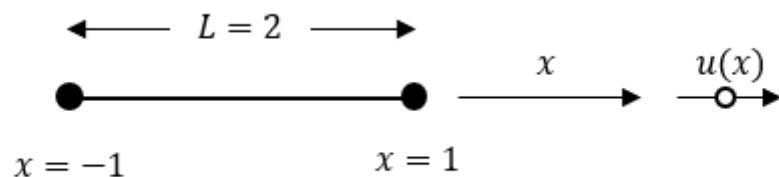


Figura 6 – Elemento unidimensional simples de 2 nós

Dado um elemento unidimensional de comprimento $L = 2$ ao longo de um eixo ordenado x , com dois pontos nas extremidades deste elemento e com todos os deslocamentos aplicados na direção deste eixo, o campo de deslocamentos $u(x)$ é uma função tal que a aplicação das coordenadas dos pontos x_1 e x_2 nesta função resulta nos deslocamentos nodais a_1 e a_2 , como pode ser vista na equação (5).

$$\begin{cases} u(-1) = a_1 \\ u(+1) = a_2 \end{cases} \quad (5)$$

Ao se admitir a aproximação que a lei de variação do deslocamento entre os pontos x_1 e x_2 é linear, a função $u(x)$ pode ser escrita como explícito na equação (6).

$$u(x) = \frac{a_1 + a_2}{2} + \frac{a_2 - a_1}{2}x \quad (6)$$

Coloca-se então os deslocamentos nodais em evidência para obter a equação (7).

$$u(x) = \left(\frac{1}{2} - \frac{1}{2}x\right)a_1 + \left(\frac{1}{2} + \frac{1}{2}x\right)a_2 \quad (7)$$

As funções que multiplicam os deslocamentos nodais são chamadas funções interpoladoras, pois elas respeitam as condições de (5) e interpolam seu valor linearmente para os valores de x entre estes pontos. As funções de forma para o elemento em estudo apresentam-se no sistema de equações (8). A Figura 7 mostra o aspeto das funções de forma ao longo do elemento.

$$\begin{cases} N_1(x) = \frac{1}{2} - \frac{1}{2}x \\ N_2(x) = \frac{1}{2} + \frac{1}{2}x \end{cases} \quad (8)$$

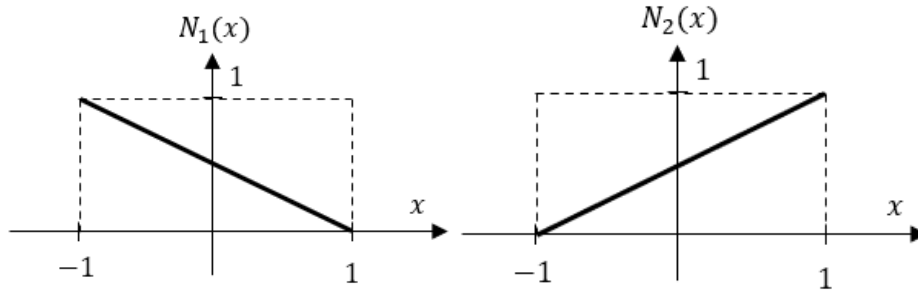


Figura 7 – Representação gráfica dos valores das funções de forma para diferentes valores de X dentro do elemento finito unidimensional de 2 nós

2.4.4.2. Generalização do comprimento em elementos unidimensionais de 2 nós

Ao se generalizar o comprimento do elemento para L, as funções interpoladoras passam a ser as da equação (9).

$$\begin{cases} N_1(x) = \frac{1}{2} - \frac{1}{L}x \\ N_2(x) = \frac{1}{2} + \frac{1}{L}x \end{cases} \quad (9)$$

2.4.4.3. Funções interpoladoras em elementos unidimensionais de 3 nós

A Figura 8 apresenta um elemento unidimensional simples e genérico com comprimento 2 e 3 nós igualmente espaçados e simétricos em relação ao eixo médio.

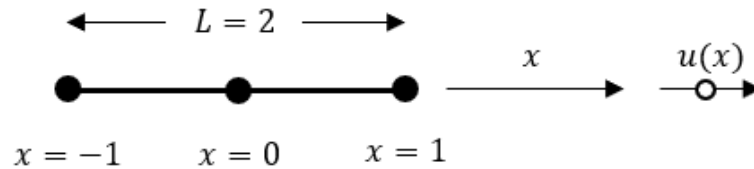


Figura 8 – Elemento unidimensional simples de 3 nós

Quando se passa a 3 nós, as condições para o estabelecimento das funções interpoladoras passam a ser as descritas no sistema de equações (10).

$$\begin{cases} u(-1) = a_1 \\ u(0) = a_2 \\ u(+1) = a_3 \end{cases} \quad (10)$$

A função interpoladora será então uma função polinomial que respeita as condições de (10) e deve ter o aspeto da expressão polinomial (11).

$$u(x) = c_0 + c_1x + c_2x^2 \quad (11)$$

Ao aplicar as condições de (10) em (11), obtém-se a equação (12).

$$u(x) = a_2 + (-0.5a_1 + 0.5a_3)x + (0.5a_1 - a_2 + 0.5a_3)x^2 \quad (12)$$

Ao se por os deslocamentos nodais a_1, a_2 e a_3 em evidência, tem-se a equação (13).

$$u(x) = (0.5x^2 - 0.5x)a_1 + (1 - x^2)a_2 + (0.5x^2 + 0.5x)a_3 \quad (13)$$

Portanto, as funções interpoladoras para um elemento unidimensional de 3 nós é a descrita no sistema de equações (14).

$$\begin{cases} N_1(x) = \frac{1}{2}x^2 - \frac{1}{2}x \\ N_2(x) = 1 - x^2 \\ N_3(x) = \frac{1}{2}x^2 + \frac{1}{2}x \end{cases} \quad (14)$$

As funções interpoladoras são, para este caso, parábolas, e podem ser visualizadas na Figura 9.

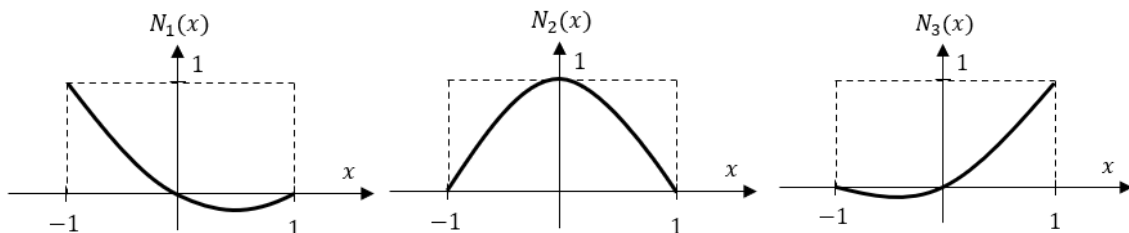


Figura 9 – Representação gráfica dos valores das funções de forma para diferentes valores de X dentro do elemento finito unidimensional de 3 nós

2.4.4.4. Generalização do número de nós em elementos unidimensionais

A expressão genérica para se obter a função de forma de um elemento unidimensional com n nós é a descrita na expressão (15), onde $\bar{x}_k$ é a abcissa do ponto k .

$$N_i(x) = \prod_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^n \frac{(x - \bar{x}_k)}{(\bar{x}_i - \bar{x}_k)} \quad (15)$$

Por exemplo, para um elemento unidimensional de 3 nós, a função de forma $N_1(x)$ é determinada pela expressão (16). Nota-se que esta função respeita a condição das funções interpoladoras, que é admitir os valores da expressão (17).

$$N_1(x) = \frac{(x - \bar{x}_2)(x - \bar{x}_3)}{(\bar{x}_1 - \bar{x}_2)(\bar{x}_1 - \bar{x}_3)} \quad (16)$$

$$\begin{cases} N_1(\bar{x}_1) = 1 \\ N_1(\bar{x}_2) = 0 \\ N_1(\bar{x}_3) = 0 \end{cases} \quad (17)$$

2.4.4.5. Caso bidimensional

As funções de forma dos elementos bidimensionais podem ser deduzidas a partir do produto das funções de forma equivalentes às duas direções do elemento, ou seja, dado os dois eixos do elemento bidimensional, faz-se a função de forma para o primeiro eixo, em seguida para o segundo e a função de forma para as duas dimensões será o produto destas funções. Isto poderá ser visualizado através do exemplo descrito a seguir.

Dado um elemento bidimensional com 16 nós com as dimensões e distribuições dos nós descritos na Figura 10, para determinar, por exemplo, a função de forma do nó 7, é preciso obter uma função que respeite as condições da expressão (18).

Para isso, serão considerados os eixos x_1 e x_2 separadamente. Para a direção de x_1 , é calculada a terceira função de forma $N_{31}(x_1)$, enquanto para a direção de x_2 , é calculada a segunda função de forma $N_{22}(x_2)$. Estas expressões podem ser calculadas usando a expressão genérica (15) e resultam nas equações (19) e (20). A função de forma $N_7(x_1, x_2)$ é descrita então pelo produto destas duas expressões, resultando na equação (21).

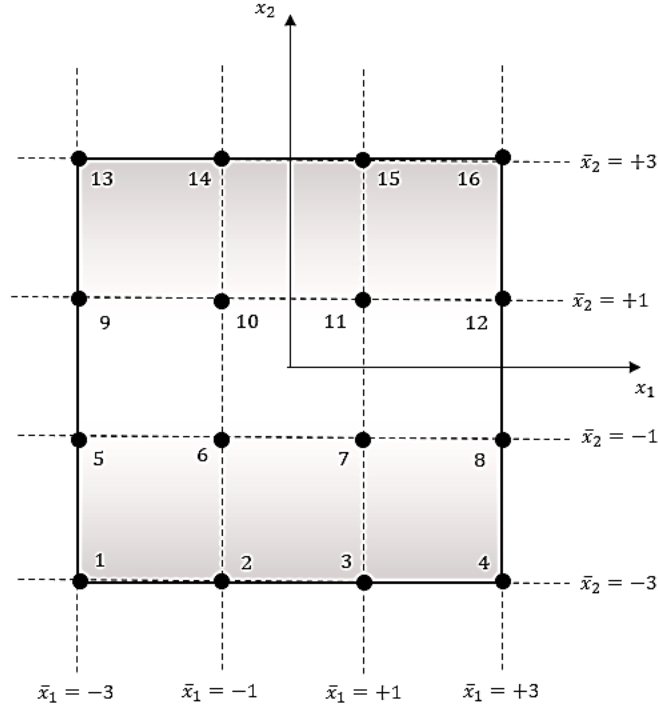


Figura 10 – Representação de um elemento finito bidimensional com os correspondentes eixos e coordenadas

$$\begin{cases} N_7(x_1, x_2) = 1, & \text{se } x_1 = 1 \wedge x_2 = -1 \\ N_7(x_1, x_2) = 0, & \text{se } x_1 \neq 1 \vee x_2 \neq -1 \end{cases} \quad (18)$$

$$N_{31}(x_1) = \frac{(x_1 + 3)(x_1 + 1)(x_1 - 3)}{(+1 + 3)(+1 + 1)(+1 - 3)} = \frac{(x_1 + 3)(x_1 + 1)(x_1 - 3)}{-16} \quad (19)$$

$$N_{22}(x_2) = \frac{(x_2 + 3)(x_2 - 1)(x_2 - 3)}{(-1 + 3)(-1 - 1)(-1 - 3)} = \frac{(x_2 + 3)(x_2 - 1)(x_2 - 3)}{16} \quad (20)$$

$$N_7(x_1, x_2) = \frac{(x_1 + 3)(x_1 + 1)(x_1 - 3)(x_2 + 3)(x_2 - 1)(x_2 - 3)}{-256} \quad (21)$$

2.4.5. CAMPO DE DEFORMAÇÕES

Segundo Azevedo (2003), o campo de deformações pode ser calculado pela derivada da função $u(x)$, como descrito em (22).

$$\varepsilon = \frac{du}{dx} \quad (22)$$

Usando as funções de interpolação discutidas em 2.4.4 e as propriedades da derivação, o campo de deformações pode ser escrito pela equação (23).

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^n \frac{d(N_i(x))}{dx} a_i \quad (23)$$

Onde n é o número de pontos do determinado elemento unidimensional.

2.4.6. ELEMENTO UNIDIMENSIONAL DE TRÊS NÓS COM SUBSTITUIÇÃO DE VARIÁVEIS

Frequentemente, na aplicação do MEF, é preciso reduzir-se um sistema de coordenadas complexo a um sistema cujas funções interpoladoras são conhecidas. Para isso, faz-se uma substituição das variáveis que pode ser visualizada na equação (24) e na Figura 11, onde a coordenada x passa a ser escrita como uma função das coordenadas s de um elemento mais simples.

$$x \rightarrow x(s) \quad (24)$$

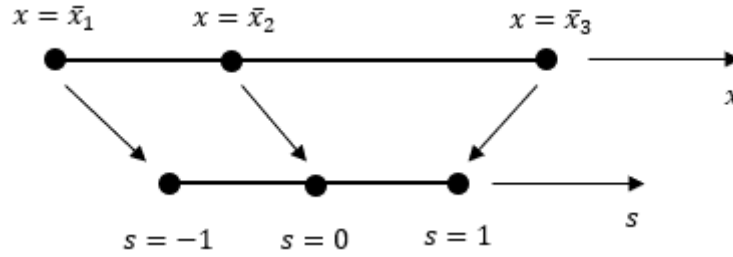


Figura 11 – Mudança de variável em elemento unidimensional de 3 nós

De um modo semelhante, as funções de substituição de variável $x(s)$ respeitam as condições de (25).

$$\begin{cases} x(-1) = \bar{x}_1 \\ x(0) = \bar{x}_2 \\ x(+1) = \bar{x}_3 \end{cases} \quad (25)$$

Logo, a função $x(s)$ pode ser escrita pela expressão (26).

$$x(s) = N_1(x)\bar{x}_1 + N_2(x)\bar{x}_2 + N_3(x)\bar{x}_3 \quad (26)$$

2.4.7. QUADRATURA DE GAUSS

Muitos dos integrais necessários para aplicar o MEF não são triviais e de fácil resolução, outros não têm uma primitiva explícita, inviabilizando a sua aplicação aos modelos computacionais. Por este motivo, é necessário recorrer a técnicas de resolução numérica que minorem ou eliminem estas dificuldades.

O procedimento de integração numérica genericamente designado de quadratura de Gauss é um algoritmo de análise numérica que faz uma aproximação de um integral de uma função como um somatório dos valores assumidos em pontos específicos dentro do domínio desta função com pesos. Este procedimento tem como principal vantagem a facilidade de implementação num programa de computador para a análise com o MEF. No entanto, a quadratura de Gauss tem como dificuldade a escolha de um número de pontos de Gauss adequado à precisão pretendida.

Nas secções a seguir, será descrito como se obteve o algoritmo da quadratura de Gauss e quais são as coordenadas dos pontos para os diferentes números de pontos escolhidos.

2.4.7.1. Integração de função polinomial

A quadratura de Gauss, quando aplicada a uma função polinomial, pode chegar ao valor exato de um integral. Esta pode ser descrita pela expressão (27), onde I é o integral a ser resolvido em um elemento finito unidimensional entre os pontos de abcissa $x = -1$ e $x = 1$, que resulta no integral (28) e J é a aproximação utilizando o somatório do valor da função nos pontos Gauss multiplicados pelos seus respetivos pesos, como descrito em (29), onde p é o número de pontos de Gauss necessários para a aproximação da função $f(x)$, W_i é o peso da quadratura de Gauss para o ponto i e P_i é a abcissa do ponto de Gauss.

$$I = J \quad (27)$$

$$I = \int_{-1}^1 f(x) dx \quad (28)$$

$$J = \sum_{i=1}^n W_{g,i} f(P_{g,i}) \quad (29)$$

Para demonstrar a dedução dos pontos de Gauss e seus pesos, começa-se com uma função polinomial de grau 5 como a da expressão (30). O integral desta função é dada pela expressão (31).

$$f(x) = c_0 + c_1x + c_2x^2 + c_3x^3 + c_4x^4 + c_5x^5 \quad (30)$$

$$I = \int_{-1}^1 (c_0 + c_1x + c_2x^2 + c_3x^3 + c_4x^4 + c_5x^5) dx = 2c_0 + \frac{2}{3}c_2 + \frac{2}{5}c_4 \quad (31)$$

Segundo Azevedo (2003), o número de pontos de Gauss necessários para integrar de modo exato é dado pela expressão (32), onde n é o número de pontos de Gauss e p é o grau do polinómio. Esta quantidade

de pontos integra de modo exato polinómios para graus inferiores ou iguais a n . Esta expressão será deduzida na secção 2.4.7.2.

$$p = 2n - 1 \quad (32)$$

Para este polinómio, portanto, o número de pontos de Gauss necessários para uma integração exata é $n = 3$, sendo a expressão para J a descrita na equação (33).

$$\begin{aligned} J &= W_{g,1}f(P_{g,1}) + W_{g,2}f(P_{g,2}) + W_{g,3}f(P_{g,3}) = \\ &= W_{g,1}(c_0 + c_1P_{g,1} + c_2P_{g,1}^2 + c_3P_{g,1}^3 + c_4P_{g,1}^4 + c_5P_{g,1}^5) + \\ &+ W_{g,2}(c_0 + c_1P_{g,2} + c_2P_{g,2}^2 + c_3P_{g,2}^3 + c_4P_{g,2}^4 + c_5P_{g,2}^5) + \\ &+ W_{g,3}(c_0 + c_1P_{g,3} + c_2P_{g,3}^2 + c_3P_{g,3}^3 + c_4P_{g,3}^4 + c_5P_{g,3}^5) \end{aligned} \quad (33)$$

A partir desta expressão, é possível isolar os coeficientes c_i e obter a equação (34).

$$\begin{aligned} J &= (W_{g,1} + W_{g,2} + W_{g,3})c_0 + \\ &+ (W_{g,1}P_{g,1} + W_{g,2}P_{g,2} + W_{g,3}P_{g,3})c_1 + \\ &+ (W_{g,1}P_{g,1}^2 + W_{g,2}P_{g,2}^2 + W_{g,3}P_{g,3}^2)c_2 + \\ &+ (W_{g,1}P_{g,1}^3 + W_{g,2}P_{g,2}^3 + W_{g,3}P_{g,3}^3)c_3 + \\ &+ (W_{g,1}P_{g,1}^4 + W_{g,2}P_{g,2}^4 + W_{g,3}P_{g,3}^4)c_4 + \\ &+ (W_{g,1}P_{g,1}^5 + W_{g,2}P_{g,2}^5 + W_{g,3}P_{g,3}^5)c_5 \end{aligned} \quad (34)$$

Portanto, para que a aproximação expressa em (27) seja respeitada, junta-se as equações (31) e (34) obtém-se a o sistema de equações da expressão (35).

$$\begin{cases} W_{g,1} + W_{g,2} + W_{g,3} = 2 \\ W_{g,1}P_{g,1} + W_{g,2}P_{g,2} + W_{g,3}P_{g,3} = 0 \\ W_{g,1}P_{g,1}^2 + W_{g,2}P_{g,2}^2 + W_{g,3}P_{g,3}^2 = 2/3 \\ W_{g,1}P_{g,1}^3 + W_{g,2}P_{g,2}^3 + W_{g,3}P_{g,3}^3 = 0 \\ W_{g,1}P_{g,1}^4 + W_{g,2}P_{g,2}^4 + W_{g,3}P_{g,3}^4 = 2/5 \\ W_{g,1}P_{g,1}^5 + W_{g,2}P_{g,2}^5 + W_{g,3}P_{g,3}^5 = 0 \end{cases} \quad (35)$$

Ao se resolver o sistema de equações, obtém-se as soluções expressas em (36).

$$\begin{cases} P_{g,1} = -\sqrt{3}/\sqrt{5} \\ P_{g,2} = 0 \\ P_{g,3} = +\sqrt{3}/\sqrt{5} \\ W_{g,1} = 5/9 \\ W_{g,2} = 8/9 \\ W_{g,3} = 5/9 \end{cases} \quad (36)$$

Portanto, para o uso de 3 pontos de Gauss, a aproximação pode ser escrita através da expressão (37).

$$\int_{-1}^1 f(x) dx = \frac{5}{9} f\left(-\frac{\sqrt{3}}{\sqrt{5}}\right) + \frac{8}{9} f(0) + \frac{5}{9} f\left(+\frac{\sqrt{3}}{\sqrt{5}}\right) \quad (37)$$

Onde esta aproximação é uma aproximação exata quando a função $f(x)$ é uma função polinomial de grau 5 ou inferior. Para graus superiores a 5 e outros tipos de funções, esta expressão também pode ser utilizada, mas tem resultados que não são garantem valores exatos para o integral. O valor da aproximação para este número de pontos de Gauss é tão mais correto quanto mais a função se aproxima de uma função polinomial de grau 5. A implementação de mais pontos para estes tipos de funções mais complexas também aumenta a precisão da aproximação.

2.4.7.2. Dedução do número de pontos de Gauss necessários em uma função polinomial

Para se determinar o número mínimo de pontos de Gauss a se utilizar na aproximação $I = J$, Azevedo (2003) utiliza o seguinte algoritmo:

- Pretende-se integrar um polinómio de grau p , sendo p um número ímpar;
- O número de coeficientes c_i é igual a $p + 1$;
- O sistema de equações (para um polinómio de grau 5 é igual a (30)) têm $p + 1$ equações. Para ser resolvido de maneira determinada, é preciso haver também $p + 1$ incógnitas;
- Como as incógnitas são os pontos de Gauss ($P_{g,i}$) e seus respectivos pesos ($W_{g,i}$), o número de pontos de Gauss é a metade do número de incógnitas, ou seja, $n = (p + 1)/2$, equação equivalente à (32).

2.4.7.3. Abcissas e pesos para outros números de pontos de Gauss

A Tabela 1 apresenta diferentes números de pontos de Gauss, o grau máximo do polinómio de forma a se obter um integral exato e seus correspondentes pesos e abcissas. Os valores para os pontos de Gauss e pesos para o caso de 4 pontos encontram-se arredondados. São raras as situações em que se escolhem mais que 3 pontos, sendo estes os casos mais comuns.

Tabela 1 – Lista de pontos de Gauss e pesos e grau máximo do polinómio para integração exata

Número de pontos de Gauss	Grau máximo do polinómio	Pontos de Gauss	Pesos
1	1	$P_{g,1} = 0$	$W_{g,1} = 2$
2	3	$P_{g,1} = -1/\sqrt{3}$	$W_{g,1} = 1$
		$P_{g,2} = 1/\sqrt{3}$	$W_{g,1} = 1$
3	5	$P_{g,1} = -\sqrt{3}/\sqrt{5}$	$W_{g,1} = 5/9$
		$P_{g,2} = 0$	$W_{g,2} = 8/9$
		$P_{g,3} = \sqrt{3}/\sqrt{5}$	$W_{g,3} = 5/9$
4	7	$P_{g,1} = -0.86114$	$W_{g,1} = 0.34785$
		$P_{g,2} = -0.33998$	$W_{g,2} = 0.65215$
		$P_{g,3} = 0.33998$	$W_{g,3} = 0.65215$
		$P_{g,4} = 0.86114$	$W_{g,4} = 0.34785$

2.4.7.4. Integrais múltiplos

É possível adaptar a quadratura de Gauss para situações em mais de uma dimensão, ou seja, na resolução de integrais duplos e triplos. Para o caso dos integrais duplos, onde se tem de resolver integrais como o da expressão (38), a quadratura de Gauss aproxima o valor deste integral $I = J$ separadamente nas duas direções, chegando a expressão (39), onde n_x e n_y são o número de pontos de Gauss nas direções x e y respetivamente.

$$I = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 f(x, y) dx dy \quad (38)$$

$$J = \sum_{i=1}^{n_x} \sum_{j=1}^{n_y} W_{g,i} W_{g,j} f(P_{g,i}, P_{g,j}) \quad (39)$$

O mesmo pode ser aplicado a integrais triplos (40), sendo a aproximação J expressa pela equação (41).

$$I = \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 f(x, y, z) dx dy dz \quad (40)$$

$$J = \sum_{i=1}^{n_x} \sum_{j=1}^{n_y} \sum_{k=1}^{n_z} W_{g,i} W_{g,j} W_{g,k} f(P_{g,i}, P_{g,j}, P_{g,k}) \quad (41)$$

3

MODELOS CONSTITUTIVOS USADOS NO PLAXIS

3.1. INTRODUÇÃO

Os modelos constitutivos são a forma com que os programas de cálculo numérico podem estimar o comportamento dos maciços terrosos de acordo com os parâmetros fornecidos. Quanto mais complexo é o modelo, maior é o número de parâmetros necessários e mais realista serão os resultados obtidos pela determinação do estado de tensão e deformação. Os diferentes modelos propõem diferentes parâmetros a serem calibrados, geralmente através de ensaios laboratoriais.

Os diferentes parâmetros introduzidos no PLAXIS para cada modelo podem sofrer pequenas alterações de acordo com a versão do software, sendo as informações presentes neste documento relativas à versão 2023.1.0.136.

Existem diversos modelos constitutivos no PLAXIS. Os modelos relevantes para este trabalho são os modelos:

- Mohr-Coulomb
- Cam Clay
- Clay and Sand Model (CASM): Original e Cimentado

Nas secções a seguir, serão feitas breves descrições destes modelos e dos parâmetros usados para calibrá-los.

3.2. MODELO ELÁSTICO PERFEITAMENTE PLÁSTICO (MOHR-COULOMB)

3.2.1. DESCRIÇÃO GERAL

Segundo PLAXIS (2023), o modelo elástico perfeitamente plástico, também conhecido como modelo de Mohr-Coulomb é um modelo linear simples e bem conhecido, sendo sua parte linear elástica baseada na lei de Hooke e a sua parte plástica baseada no critério de rotura de Mohr-Coulomb.

A ocorrência ou não de deformações plásticas, ou seja, irreversíveis, é definida pela superfície de cedência f que depende da tensão e das extensões e é apresentada no espaço de tensões principais. As deformações plásticas ocorrem a partir da condição $f = 0$ e diz-se que estas deformações são perfeitamente plásticas quando a superfície de cedência não depende da tensão, ou seja, não se move com o aumento da carga.

3.2.2. PARÂMETROS PLAXIS

O modelo Mohr-Coulomb no PLAXIS exige 6 parâmetros bem conhecidos da mecânica dos solos. Estes, suas unidades e seus símbolos no PLAXIS são listados na Tabela 2 e serão sumariamente explicados a seguir.

Tabela 2 - Parâmetros obrigatórios para o modelo constitutivo Mohr-Coulomb

Símbolo	Parâmetro	Unidade
E	Módulo de Young	kN/m^2
ν	Coefficiente de Poisson	-
c	Coesão	kN/m^2
ϕ	Ângulo de atrito	°
ψ	Ângulo de dilatação	°
σ_t	Resistência à tração	kN/m^2

3.2.2.1. Parâmetros elásticos (E, ν)

Como indicado na Tabela 2, os parâmetros elásticos requeridos por este modelo constitutivo do PLAXIS são o Módulo de Young (E) e o coeficiente de Poisson (ν). No entanto, o programa permite a utilização de parâmetros alternativos, utilizando internamente relações estabelecidas na teoria da elasticidade. Na Tabela 3 são conferidos os parâmetros alternativos que podem ser usados para calcular o módulo de elasticidade, seus símbolos no PLAXIS e suas unidades. Para aplicações dinâmicas podem ser fornecidos parâmetros de velocidade das ondas sísmicas P e S.

Tabela 3 - Parâmetros alternativos para o módulo de elasticidade no modelo constitutivo Mohr-Coulomb

Símbolo	Parâmetro	Unidade
G	Módulo de distorção	KN/m^2
E_{oed}	Módulo edométrico	KN/m^2
V_p	Velocidade das ondas de compressão	m/s
V_s	Velocidade das ondas de corte	m/s

Este módulo varia com a tensão efetiva, crescendo e tornando-se mais rígido com a profundidade. Para melhor precisão nos cálculos pode-se adicionar o incremento deste valor com a profundidade e a cota de referência.

O coeficiente de Poisson (ν), em ensaios de compressão unidirecionais, pode ser calculado através do K_0 através da equação (42).

$$K_0 = \frac{\sigma'_h}{\sigma'_v} = \frac{v}{1-v} \quad (42)$$

Os valores de v podem variar de 0.3 a 0.4 para situações de carregamento de solos normalmente consolidados e entre 0.15 e 0.25 para carregamento de solos sobreconsolidados. Em carregamentos não drenados onde não há variação de volume o valor do coeficiente de Poisson é 0.5.

Caso seja introduzido o módulo de distorção, o módulo de Young pode ser calculado através da lei de Hooke, demonstrada na equação (43).

$$G = \frac{E}{2(1+v)} \quad (43)$$

Caso seja introduzido o módulo edométrico, o módulo de Young também pode ser calculado usando a equação (44).

$$E_{oed} = \frac{(1-v)E}{(1-2v)(1+v)} \quad (44)$$

Em avaliações dinâmicas, é possível usar as velocidades de propagação das ondas longitudinais ou de compressão (P) e, transversais ou de corte (S) para calcular os parâmetros de rigidez do terreno. Estas relações são descritas nas equações (45) e (46).

$$V_p = \sqrt{\frac{E_{oed}}{\rho}} \quad (45)$$

$$V_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (46)$$

Onde ρ é a densidade do maciço e pode ser calculado pela equação (47)

$$\rho = \frac{\gamma_{unsat}}{g} \quad (47)$$

Onde γ_{unsat} é o peso volúmico total da amostra não saturada em kN/m^3 e g é a aceleração gravítica em m/s^2 .

3.2.2.2. Parâmetros plásticos e de resistência (c , ϕ , ψ e σ_t)

Os parâmetros plásticos e de resistência são introduzidos diretamente pelos dados fornecidos do solo em estudo sem serem necessários cálculos adicionais.

O ângulo de atrito (ϕ) é introduzido em graus e representa o atrito efetivo do solo em combinação com a coesão (c). Valores elevados do ângulo de atrito (que podem ocorrer em solos densos) resultam em um aumento substancial dos cálculos computacionais, além de não serem sustentáveis em grandes deformações devido ao comportamento de amolecimento em função da extensão, por isso, devem ser evitados.

O ângulo de dilatância (ψ), também especificado em graus, geralmente apresenta valores próximos a zero para argilas, exceto em solos muito sobreconsolidados. Em areias, este parâmetro ainda é muito menor que o ângulo de atrito. Segundo Bolton (1986), o ângulo de dilatância pode ser calculado como a diferença entre o ângulo de atrito do solo denso (ϕ') e o ângulo de atrito no estado crítico (ϕ'_{crit}), no entanto, dado que a diferença entre os ângulos de atrito é sobrestimada em cerca de 20%, é preciso majorar esta diferença, como descrito na equação (48).

$$\psi = \frac{\phi' - \phi'_{crit}}{0.8} \quad (48)$$

Quando ativada a opção “*tension cut-off*”, a resistência a tração (σ_t) a ser utilizada neste modelo é zero, no entanto, pode-se atribuir valores diferentes de zero caso o solo em estudo apresente propriedades de adesividade, como por exemplo solos cimentados ou solos residuais específicos. Valores diferentes de zero permitirão tensões de tração no solo, como pode ser observado na Figura 12.

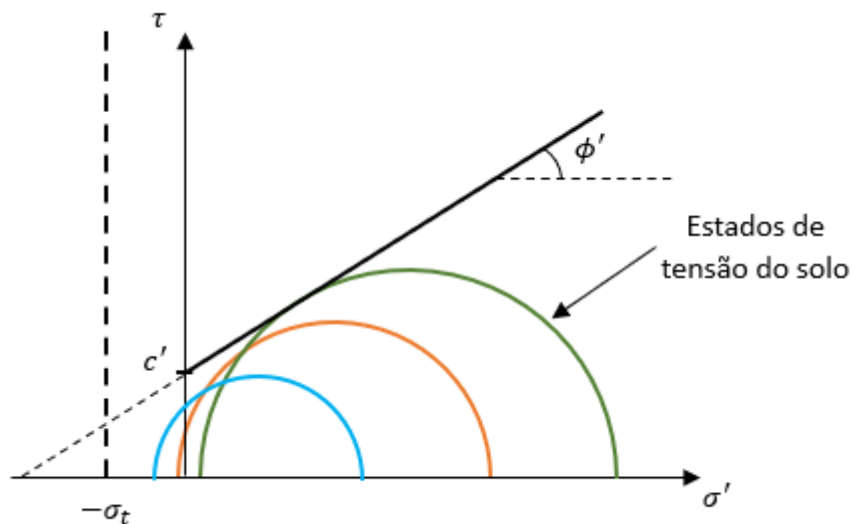


Figura 12 – Representação da tensão de tração na envolvente de rotura dos estados de tensão de um solo

3.3. MODELO CAM CLAY

3.3.1. DESCRIÇÃO GERAL

O modelo Cam Clay (Roscoe et al., 1963) é o modelo baseado na Mecânica dos Solos dos Estados Críticos que assume uma relação logarítmica entre o índice de vazios e e a tensão efetiva média p' numa compressão isotrópica. Esta relação pode ser formulada pela equação (49)

$$e - e_0 = -K \ln \left(\frac{p'}{p'_0} \right) \quad (49)$$

Onde K é o índice de compressão isotrópica, que em maciços normalmente consolidados é igual ao índice de compressão isotrópica no Cam Clay (λ) e em maciços sobreconsolidados é igual ao índice de expansibilidade isotrópica (κ). p' é a tensão média efetiva e o índice “0” representa a situação inicial da fase de cálculo atual.

Este modelo constitutivo tem como aspeto particular em relação ao modelo Mohr-Coulomb a introdução da diferença entre o índice de vazios do solo com o índice de vazios no estado crítico. No entanto, este modelo também se baseia no cálculo de uma superfície de cedência para determinar a existência de deformações plásticas. Esta superfície é calculada segundo a equação (50), Meneses (2023).

$$\frac{q}{p'M} = 1 - \ln \left(\frac{p'}{p_{cs}} \right) \quad (50)$$

Onde q é a tensão de corte ($q = \sigma_1 - \sigma_3$), M é a tangente da CSL no gráfico $p' - q$ e determina a altura da elipse da superfície de cedência, p_{cs} é a tensão média efetiva no estado crítico. A Figura 13 mostra uma superfície de cedência genérica com a representação da CSL e da linha do impulso em repouso (K_0). Neste gráfico é possível determinar se um solo é dito “seco”, ou seja, denso ou com baixo índice de vazios, ou “húmido”, ou seja, solto ou com alto índice de vazios.

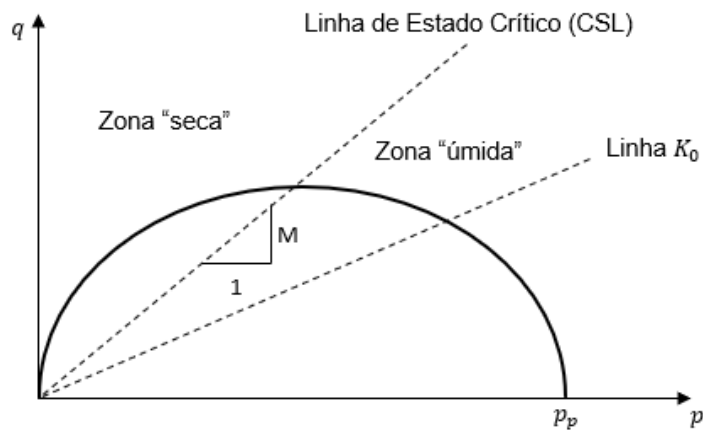


Figura 13 - Superfície de cedência do modelo Cam Clay com as linhas CSL e K_0

3.4. CLAY AND SAND MODEL (CASM)

3.4.1. DESCRIÇÃO GERAL

O CASM pode ser considerado como uma extensão do modelo clássico de estado crítico Cam Clay. A sua superfície de cedência pode ser calculada fazendo-se $f = 0$ na expressão (51).

$$f = \left(\frac{q}{p' M_\phi} \right)^n + \frac{1}{\ln r} \ln \left(\frac{p'}{p'_0} \right) \quad (51)$$

Onde q é a tensão de corte, p' é a tensão efetiva média, p'_0 é a tensão efetiva de pré-consolidação, n e r são os parâmetros que controlam a superfície de cedência. Segundo Besenzon (2023), é possível usar este modelo para ter os mesmos resultados que o modelo Cam Clay Original usando $n = 1$ e $r = 2.7$ e que o modelo Cam Clay Modificado usando n entre 1.5 e 2 e $r = 2$. Os efeitos que os parâmetros n e r têm na superfície de cedência podem ser verificados na Figura 14 e na Figura 15. O aumento do r leva a maiores valores da tensão de corte máxima, enquanto o aumento de n faz com que o ponto de q_{max} ocorra para maiores valores de p' .

M_ϕ é o declive da CSL calculado a partir dos declives desta curva em compressão e em tração pela equação (52), onde M e α são definidos pelas expressões (53) e (54).

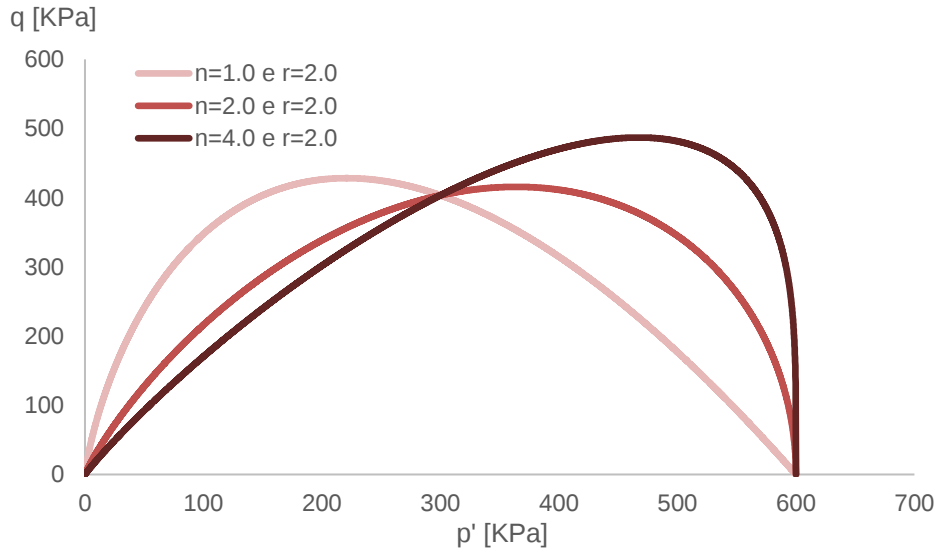


Figura 14 – Influência do parâmetro n na superfície de cedência de um maciço qualquer (Adaptado de Rios, 2011)

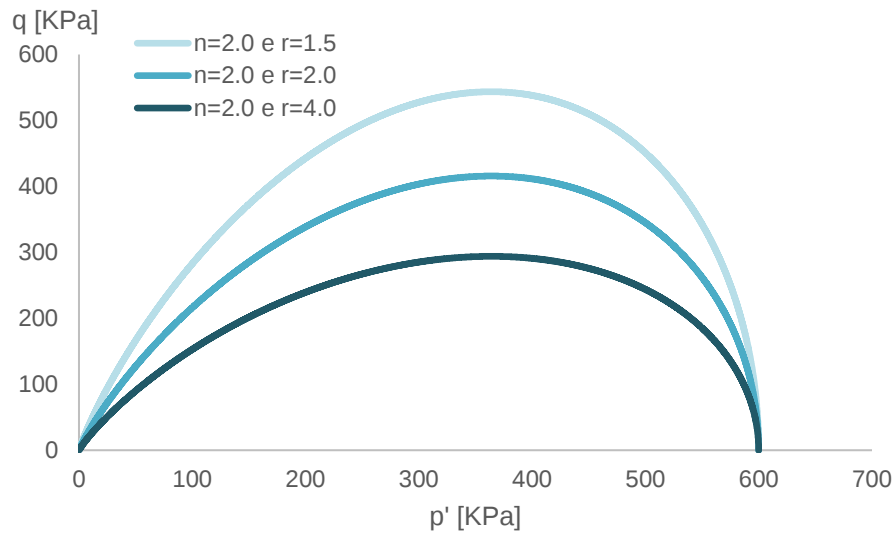


Figura 15 – Influência do parâmetro r na superfície de cedência de um maciço qualquer (Adaptado de Rios, 2011)

$$M_{\phi} = M \left(\frac{2\alpha^4}{1 + \alpha^4 + (1 - \alpha^4) \sin 3\phi'} \right) \quad (52)$$

$$M = \frac{6 \sin \phi_{crit}}{3 - \sin \phi_{crit}} \quad (53)$$

$$\alpha = \frac{3 - \sin \phi_{crit}}{3 + \sin \phi_{crit}} \quad (54)$$

3.4.2. PLAXIS “USER DEFINED MODEL” E FICHEIRO DLL

O modelo constitutivo CASM não é um modelo disponível no PLAXIS na lista de modelos padrão que vem com a licença, sendo necessário adicioná-lo como *user-defined* na escolha do modelo do solo. Para isso, é preciso adicionar o ficheiro dll *casm_mm_#_64.dll*, que contém o modelo, sendo o símbolo # referente à sua versão, à pasta *\usdm* que contém os ficheiros instalados do PLAXIS. Quando colocado no local correto, aparecerá uma opção na lista *DLL file*. A versão do modelo utilizada neste documento foi a *casm_mm_31_64.dll*.

Recentemente, entre as versões de 2022 e 2023, o PLAXIS sofreu uma alteração no nome do ficheiro onde é instalado o programa. Antes, era instalado em *C:\Program Files\Bentley*, enquanto na versão 2023.1.0.136 é instalado em *C:\Program Files\Seequent*. A Figura 16 mostra a aba *Mechanical* quando o ficheiro dll é adicionado de forma correta e escolhido o modelo *user-defined* na aba *General*.

Soil - User-defined - <NoName>

General Mechanical Groundwater Thermal Interfaces * Initial

Property	Unit	Value
User-defined model		
DLL file		casm_mm_31_64.dll
Model in DLL		CASM
User-defined parameters		
01. λ		0.000
02. κ		0.000
03. ν		0.000
04. ϕ_{cs} (compression)	°	0.000
05. n		0.000
06. r		0.000
07. m		0.000
08. Γ		0.000
09. e_{ini}		0.000
10. p_o / R (negative for R) kN/m ²		0.000
11. Ψ_o		0.000
12. N		0.000
13. η (units = L ² T F ⁻¹)		0.000
14. Ctrl - p_{atm}	kN/m ²	0.000
15. Ctrl - tol yield		0.000
16. Ctrl - max NR iter		0.000
17. Ctrl - n subinc		0.000
18. Ctrl - tol error		0.000
19. Ctrl - min dt frac		0.000
20. Ctrl - n inacc int		0.000

Next OK Discard

Figura 16 – Janela com lista de parâmetros a serem implementados no modelo CASM no PLAXIS

3.4.3. PARÂMETROS PLAXIS

O modelo CASM tem um total de 20 parâmetros que podem ser introduzidos onde 7 destes são obrigatórios, 2 são escolhidos entre 5 possíveis e os restantes são parâmetros de controle ou opcionais. A Tabela 4 contém a lista com estes parâmetros, seu número de ordem no PLAXIS, simbologia utilizada, caráter de obrigatoriedade e a secção deste documento onde aquele parâmetro é mais bem explicado.

Tabela 4 - Parâmetros do modelo constitutivo CASM

Número	Símbolo	Descrição	Caráter	Secção
01	λ	Declive da linha do estado crítico	Obrigatório	3.4.3.1
02	κ	Declive da linha de expansibilidade isotrópica	Obrigatório	3.4.3.1
03	ν	Coefficiente de Poisson	Obrigatório	3.4.3.1
04	ϕ_{cs}	Ângulo de atrito no estado crítico	Obrigatório	3.4.3.1
05	n	Coefficiente do estado de tensão	Obrigatório	3.4.3.2
06	r	Razão de espaçamento	Obrigatório	3.4.3.2
07	m	Razão do fluxo plástico	Obrigatório	3.4.3.3
08	Γ	Volume específico da CSL para $p' = 1$ kPa	Escolher 2	3.4.3.4
09	e_{ini}	Índice de vazios inicial	Escolher 2	3.4.3.4
10	p_0	Tensão média inicial	Escolher 2	3.4.3.4
10	R	Grau de sobreconsolidação	Escolher 2	3.4.3.4
11	Ψ_0	Parâmetro de estado inicial	Escolher 2	3.4.3.4
12	N	Parâmetro da função de sobretensão	Opcional	3.4.3.5
13	η	Parâmetro de viscosidade	Opcional	3.4.3.5
14	Ctrl - p_{atm}	Pressão atmosférica	Controle	3.4.3.6
15	Ctrl - tol_{yiel}	Tolerância do estado de tensão na superfície de cedência	Controle	3.4.3.6
16	Ctrl - $max_{NR\ iter}$	Número máximo de interações Newton-Raphson	Controle	3.4.3.6
17	Ctrl - n_{subinc}	Número de sub-incrementos na extrapolação de Richardson	Controle	3.4.3.6
18	Ctrl - tol_{error}	Tolerância do erro relativo do algoritmo	Controle	3.4.3.6
19	Ctrl - $min_{dt\ frac}$	Menor fração do passo original do algoritmo	Controle	3.4.3.6
20	Ctrl - $n_{inac\ int}$	Número de integrações incorretas toleradas	Controle	3.4.3.6

3.4.3.1. Parâmetros da teoria dos estados críticos (λ , κ , ν e ϕ_{cs})

Os índices de compressão isotrópica em carregamento virgem (λ) e de sobreconsolidação (κ) podem ser calculados ao se plotar o gráfico do índice de vazios (e) pelo logaritmo natural da tensão média efetiva (p'). Ao se plotar os valores dos ensaios, obtém-se pontos que se aproximam de uma reta para o caso de carregamento virgem, onde a sua inclinação é igual ao λ , e outra reta para o caso de carga e descarga, onde sua inclinação é κ . Na Figura 17, é possível observar o gráfico do volume específico $v' = 1 + e$ em função de $\ln p'$, onde se pode constatar o significado físico dos índices de compressão isotrópica (λ e κ). O ϕ_{cs} é o ângulo de atrito no estado crítico.

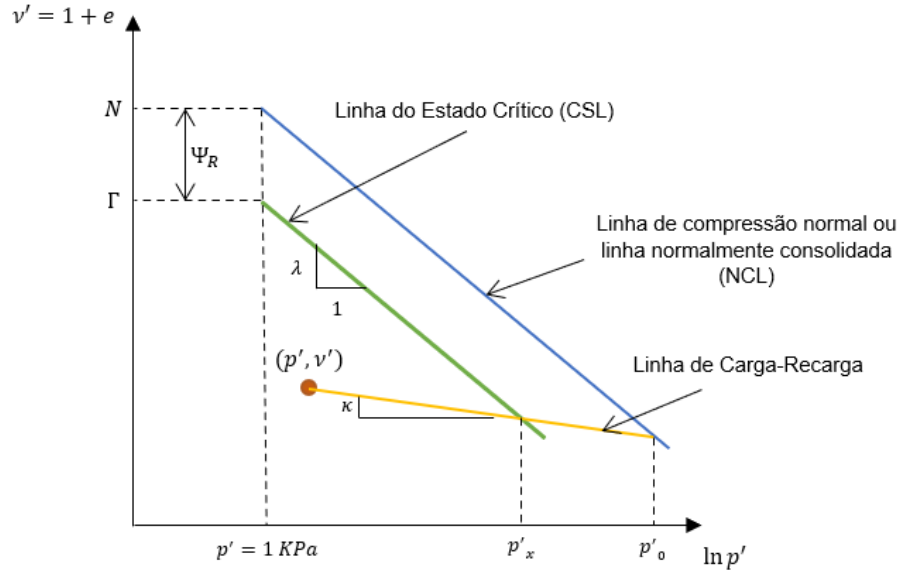


Figura 17 – Definições do parâmetro de estado, parâmetros físicos e volumes específicos no plano $v' - \ln p'$ (Adaptado de Vale, 2011)

3.4.3.2. Parâmetros da superfície de cedência (n e r)

Os parâmetros número 5 e 6 do CASM são parâmetros não físicos que são utilizados exclusivamente por este modelo (versões original e cimentada) para determinar a forma da superfície de cedência. Os efeitos destes parâmetros podem ser verificados na Figura 14 e na Figura 15. O parâmetro r também pode ser descrito como razão de espaçamento entre a linha de compressão normal ou linha normalmente consolidada (NCL) e a CSL, como pode ser verificado na equação (55), onde p'_0 e p'_x são as tensões descritas na Figura 17.

$$r = \frac{p'_0}{p'_x} \quad (55)$$

3.4.3.3. Razão do fluxo plástico (m)

De acordo com Mânica et al. (2021), o parâmetro m representa a razão de fluxo plástico e pode ser estimado através da equação (56), que utiliza a razão das tensões em repouso η_{K_0} . São apenas aceitáveis valores de m maiores que 2, onde, se introduzido o valor $m = -1$, o PLAXIS utiliza a formulação do

CASM original (Yu, 1998), que define o potencial plástico através da relação tensão-dilatância, onde o grau de dilatância é calculado através a razão entre as extensões incrementais, como é descrito pela equação (57).

$$\frac{9(\lambda - \kappa)(2\nu - 1)}{2\kappa\eta_{K_0}(\nu + 1) + 6\lambda(2\nu - 1)} = \left(\frac{M}{m} - M\right) \frac{\eta_{K_0}}{M} - \left(\frac{M}{m} - M\right) \left(\frac{\eta_{K_0}}{M}\right)^{1-m} \quad (56)$$

$$d = \frac{\dot{\varepsilon}_p^p}{\dot{\varepsilon}_q^p} = \frac{9(M - \eta)}{9 + 3M - 2M\eta} \quad (57)$$

Onde η_{K_0} pode ser calculado através da equação (58), d é a relação entre tensão e dilatância, $\dot{\varepsilon}_p^p$ é o tursor da extensão plástica isotrópica e $\dot{\varepsilon}_q^p$ é o tursor da extensão plástica de corte.

$$\eta_{K_0} = \frac{3(1 - K_0)}{1 + 2K_0} = \frac{3M}{6 - M} \quad (58)$$

3.4.3.4. Parâmetros 8 a 11 (Γ , e_{ini} , p_0 , R e Ψ_0)

Γ representa o volume específico da linha do estado crítico com $p' = 1 \text{ kPa}$ e seu significado pode ser confirmado na Figura 17. e_{ini} é o índice de vazios inicial, p_0 é a tensão efectiva média inicial que, na Figura 17, está representado por p'_0 . Ψ_0 é o parâmetro de estado inicial, definido pela diferença entre o índice de vazios (ou volume específico) no estado inicial e o da linha do estado crítico. R representa o grau de sobreconsolidação e, na versão 31 do CASM, está na mesma caixa do p_0 . Para se usar o parâmetro R , deve-se introduzir seu valor com um sinal negativo, assim o programa interpretará o valor introduzido como o grau de sobreconsolidação (R). Destes parâmetros apenas dois podem ser seleccionados dependendo dos dados disponíveis.

3.4.3.5. Parâmetro da função de sobretensão (N) e parâmetro de viscosidade (η)

Os parâmetros N e η estão relacionados com a extensão visco-plástica deste modelo constitutivo. O valor de N deve ser igual ou superior a 1 caso seja introduzido, mas é possível não fazer uso desta extensão ao atribuir zero aos valores dos dois parâmetros. Não se deve confundir o símbolo utilizado pelo CASM para o parâmetro de viscosidade com o rácio de tensões utilizado, por exemplo, na equação (57).

3.4.3.6. Parâmetros de controle 14 a 20 (p_{atm} , $tol \ yield$, $max \ NR \ iter$, $n \ subinc$, $tol \ error$, $min \ dt \ frac$, $n \ inac \ int$)

Os parâmetros de controle são variáveis que servem para controlar o funcionamento do algoritmo de cálculo do modelo constitutivo. Quando nenhum valor é introduzido a estes, valores padrão serão utilizados. De acordo com Arroyo e Gens (2021), as descrições destes parâmetros são as que se seguem.

p_{atm} é a pressão atmosférica. Por defeito é igual à 100 KPa.

$tol \ yield$ é a tolerância a considerar no estado de tensão da superfície de cedência. O valor padrão é 1×10^{-8} .

$max\ NR\ iter$ é o número máximo de interações Newton-Raphson que o programa efetua reduzindo o tamanho de cada passo do algoritmo. Seu valor padrão é 30.

$n\ subinc$ é o número de sub-incrementos usados para calcular uma solução de maior ordem na extrapolação de Richardson, que é a base do algoritmo dos passos controlados pelo erro. O valor padrão é 2.

$tol\ error$ é o erro relativo tolerado para o passo do algoritmo para aceitar um dado incremento. O valor padrão é 1×10^{-3} .

$min\ dt\ frac$ é a fração mínima do passo inicial do algoritmo permitida. O valor padrão é 1×10^{-6} .

E, finalmente, para evitar problemas caso um único ponto de Gauss não seja convergente de acordo com o parâmetro anterior (19. $n\ inac\ int$), o algoritmo utiliza os valores das tensões iniciais. O parâmetro $n\ inac\ int$ determina o número de vezes que uma integração incorreta do ponto de Gauss é permitida. Esta funcionalidade não é ativada a menos que um valor seja introduzido. Não se deve utilizar esta funcionalidade na ferramenta Plaxis Soil Test.

3.5. CASM CIMENTADO

3.5.1. DESCRIÇÃO GERAL

Este modelo consiste na extensão do CASM original através da adição de parâmetros de cimentação propostos por Gens e Nova (1993). O principal parâmetro adicionado é a variável b , que representa a cimentação, sendo a forma da superfície de cedência a mesma, apenas alterando-se o seu tamanho.

Assim como o CASM original, o modelo cimentado necessita da importação de um ficheiro dll para a pasta do PLAXIS, assim como descrito em 3.4.2. A versão do modelo cimentado mais recente é a *casm_cemented_04_64.dll*. A Figura 18 evidencia a influência da cimentação na superfície de cedência e na NCL.

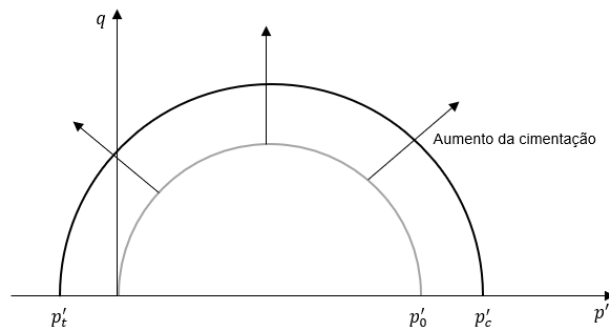


Figura 18 – Efeitos do aumento da cimentação na superfície de cedência

3.5.2. FORMULAÇÃO

Com a adição da cimentação, aparecem dois novos parâmetros que derivam de p'_0 : p'_c e p'_t , que controlam, respetivamente, a tensão isotrópica de compressão e de tensão. Elas podem ser calculadas com as expressões (59) e (60). Nota-se que, para uma cimentação nula $b = 0$, o valor de p'_c é igual ao de p'_0 e $p'_t = 0$, valores que se esperam do modelo CASM sem cimentação.

$$p'_c = p'_0(1 + b) \quad (59)$$

$$p'_t = p'_0(\alpha_t b) \quad (60)$$

Onde α_t é o parâmetro associado à resistência à tração diretamente relacionada à cimentação.

A superfície de cedência pode ser calculada, portanto, pela equação (61), que deriva da adição da cimentação à equação (51) seus parâmetros têm o mesmo significado que no modelo CASM.

$$f = \left(\frac{q}{(p' + p'_t)M_\phi} \right)^n + \frac{1}{\ln r} \ln \left(\frac{p' + p'_t}{p'_c} \right) \quad (61)$$

De acordo com Gens e Nova (1993), a cimentação é dada pela equação (62), onde h é dado pela equação (63), que depende dos parâmetros do material h_1 e h_2 (sempre positivos), parâmetros que representam, respetivamente, a degradação da cimentação pelas extensões plásticas volumétrica e de corte. Nota-se que como os valores de dh são sempre positivos, a adesividade tende a se tornar menor ao longo do tempo. b_0 é o valor da cimentação antes do início da degradação.

$$b = b_0 e^{-(h-h_0)} \quad (62)$$

$$dh = h_1 |d\varepsilon_v^p| + h_2 |d\varepsilon_s^p| \quad (63)$$

3.5.3. PARÂMETROS PLAXIS

O modelo CASM cimentado tem um total de 25 parâmetros que podem ser introduzidos onde 7 destes são obrigatórios, 2 são escolhidos entre 5 possíveis e os restantes são parâmetros de controle ou opcionais. 20 destes parâmetros são os mesmos que no CASM original e podem ser conferidos na Tabela 4. Os outros 5 são os parâmetros relacionados a cimentação e podem ser consultados na Tabela 5.

Tabela 5 - Parâmetros específicos do CASM cimentado

Número	Símbolo	Descrição	Caráter
12	b_0	Cimentação inicial	Opcional
13	h_1	Taxa de degradação das deformações plásticas volumétricas	Opcional
14	h_2	Taxa de degradação das deformações plásticas de corte	Opcional
15	a	Degradação da cimentação	Opcional
16	α_t	Resistência à tração	Opcional

3.5.3.1. Parâmetros de cimentação inicial (b_0) e resistência à tração (α_t)

A cimentação inicial (b_0) tem grande influência no aumento da resistência do solo e podem ser observados na Figura 19, que mostra os efeitos da cimentação inicial nos gráficos $q - \varepsilon_1$ (tensão de corte por extensão axial) e $q - p$ (tensão de corte por tensão média) para as condições drenadas e não drenadas. É possível notar também que, após a degradação da cimentação, todos os gráficos se aproximam da situação sem cimentação.

A resistência à tração (α_t), como pôde ser verificado na equação (60), controla o efeito que a cimentação tem na resistência à tração do solo.

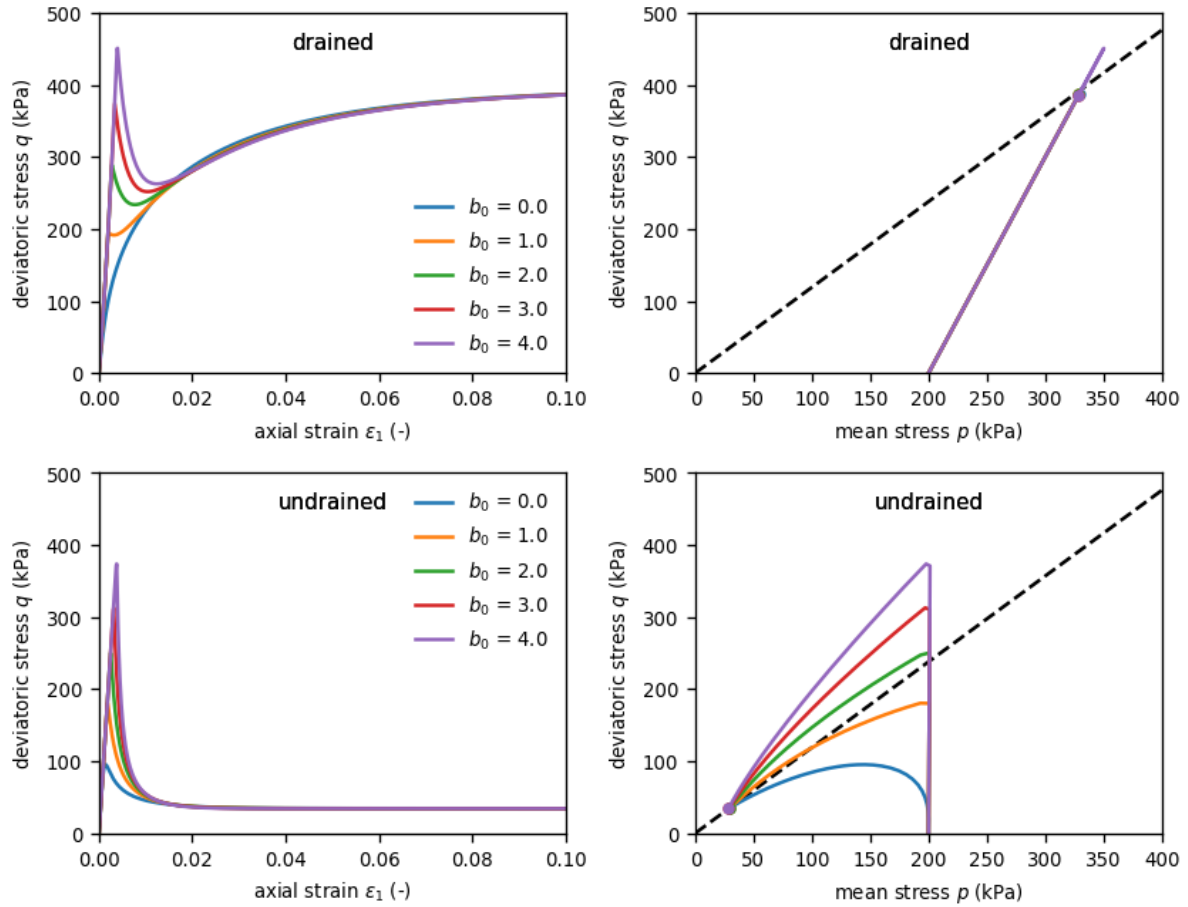


Figura 19 – Efeito da variação do parâmetro de degradação b_0 nos gráficos de tensão de corte pela extensão axial e pela tensão média para os casos drenados e não drenados.

3.5.3.2. Parâmetro de degradação da cimentação (a, h_1, h_2)

Na versão do CASM cimentado utilizada neste documento, a degradação da cimentação não é controlada apenas pelas extensões volumétrica e de corte, mas também por um parâmetro de degradação extra a . O uso deste parâmetro faz com que os parâmetros h_1 e h_2 ditem apenas a influência relativa das extensões na degradação da cimentação, variando de 0 a 1. O valor de a tem de ser positivo.

É importante notar também que quando a degradação é muito pequena, a resposta do solo se torna não-realista. É possível observar este problema na Figura 20. Portanto, é necessário calibrar corretamente o valor de a para garantir uma resposta consistente com o comportamento real do solo.

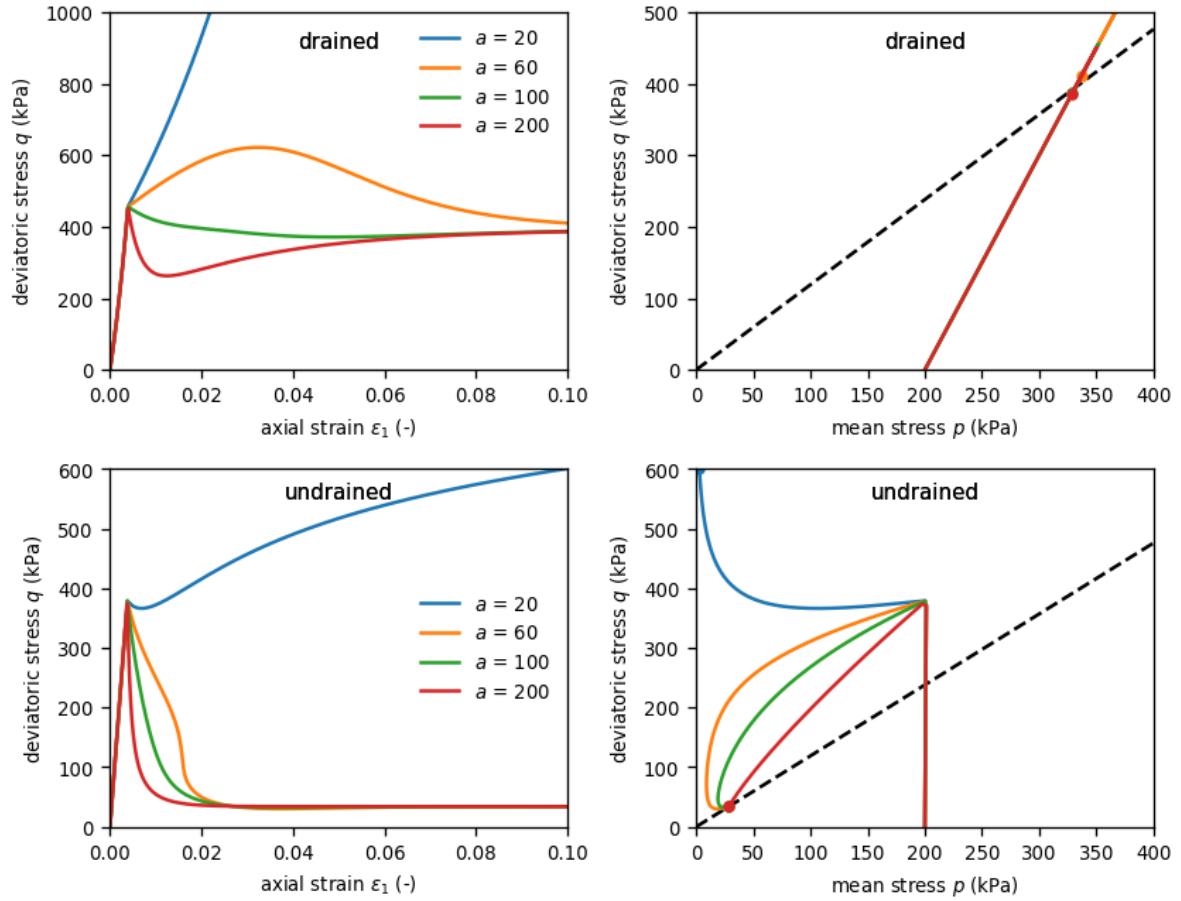


Figura 20 – Efeito da variação do parâmetro de degradação a nos gráficos de tensão de corte pela extensão axial e pela tensão média para os casos drenados e não drenados.

4

PROCEDIMENTO DE
CALIBRAÇÃO DO CASM

4.1. ENSAIOS DE LABORATÓRIO

Para a calibração dos parâmetros do CASM, foram utilizados ensaios de compressão triaxial monotônicos drenados e não drenados com consolidação isotrópica realizados no laboratório de geotecnia da FEUP. Os ensaios disponíveis foram realizados sobre amostras densas e soltas de um rejeito de ferro do Quadrilátero Ferrífero de Minas Gerais no Brasil. A lista dos ensaios e uma breve descrição são contemplados na Tabela 6.

Tabela 6 – Lista de ensaios utilizados na calibração do CASM

Ensaio	p_{ini}	e_{ini}	Condição de drenagem
Tx_AM2_L2_CID_S_50kPa	50 kPa	0.88 (Solto)	Drenado
Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa	200 kPa	0.85 (Solto)	Drenado
Tx_AM2_L2_CID_S_600kPa	600 kPa	0.82 (Solto)	Drenado
Tx_AM2_L2_CID_D_50kPa	50 kPa	0.64 (Denso)	Drenado
Tx_AM2_L2_CID_D_200kPa	200 kPa	0.67 (Denso)	Drenado
Tx_AM2_L2_CID_D_600kPa	600 kPa	0.64 (Denso)	Drenado
Tx_AM2_L2_CIU_S_200kPa	200 kPa	0.85 (Solto)	Não Drenado

Onde p_{ini} é a pressão média inicial e e_{ini} é o índice de vazios inicial.

Estes ensaios produziram as curvas de tensão-deformação que podem ser vistas na Figura 21.

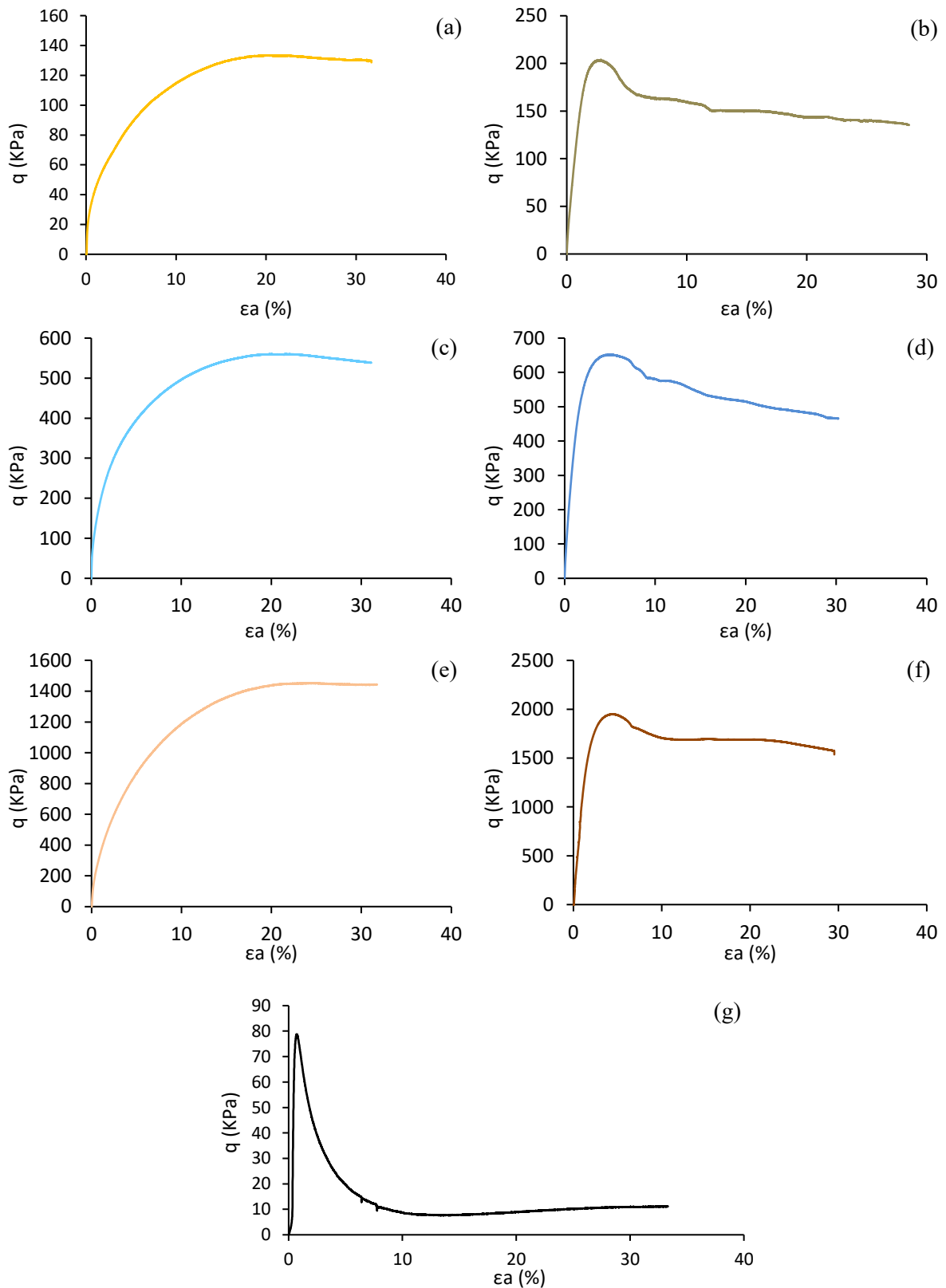


Figura 21 – Gráficos de tensão deformação para os ensaios drenados: (a) 50 kPa (solto); (b) 50 kPa (denso); (c) 200 kPa (solto); (d) 200 kPa (denso); (e) 600 kPa (solto); (f) 600 kPa (denso); e não drenado: (g) 200 kPa (Solto)

4.2. DETERMINAÇÃO DOS PARÂMETROS DO CASM A PARTIR DOS ENSAIOS

Os parâmetros da mecânica dos solos dos estados críticos exigidos pelo CASM podem ser diretamente calculados a partir dos dados fornecidos pelos ensaios. A forma de obtenção e os valores usados para a calibração deste modelo serão discutidos nas secções a seguir.

4.2.1. DECLIVE DA LINHA DO ESTADO CRÍTICO (λ) E DA LINHA DE EXPANSIBILIDADE ISOTRÓPICA (κ)

Para a determinação do λ , utilizou-se os três ensaios drenados soltos, obtendo-se essencialmente os valores do índice de vazios e e a tensão média efetiva p' no fim do cisalhamento. Os valores encontram-se na Tabela 7. A opção pelos ensaios soltos deve-se ao facto de estes provetes atingirem mais facilmente a linha do estado crítico do que os densos que podem sofrer localização das tensões. A partir destes dados, fez-se a aproximação linear destes pontos no gráfico $v' - \ln p'$ e obteve-se como resultado a curva do estado crítico, que pode ser verificado na Figura 22. Nota-se que a inclinação da linha do estado crítico λ é igual a 0.039.

Tabela 7 – Valores da tensão média efetiva e índice de vazios no fim do cisalhamento

Ensaio	p' (kPa)	e	v'
Tx_AM2_L2_CID_S_50kPa	93	0.82	1.82
Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa	380	0.80	1.80
Tx_AM2_L2_CID_S_600kPa	1079	0.72	1.72

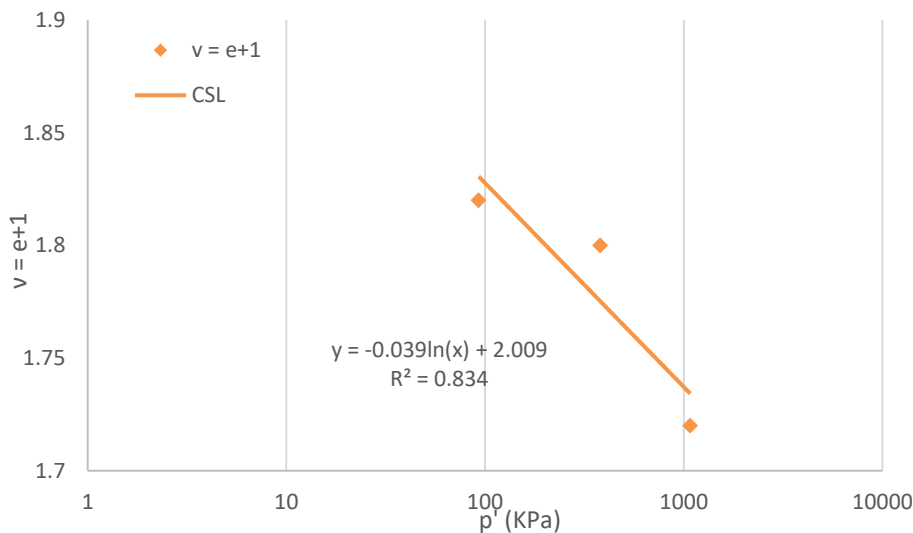


Figura 22 – Aproximação linear do gráfico $v - \ln p'$

O valor de κ necessita ensaios de carga e recarga para se obter o declive. Como os ensaios usados não dispunham desta informação, foi utilizada a aproximação $\kappa = 0.005$. A partir da Figura 22 também é possível extrair o valor do volume específico a 1 kPa, $\Gamma = 2.009$. O coeficiente de Poisson foi assumido igual a 0.3.

4.2.2. ÂNGULO DE ATRITO NO ESTADO CRÍTICO (ϕ_{cs})

Para se obter o ângulo de atrito, utilizou-se o declive da CSL no gráfico $q - \ln p'$ a partir dos ensaios drenados soltos. A justificação para a utilização apenas dos ensaios soltos é que estes atingem mais facilmente o estado crítico do que os densos. A curva CSL no plano $q-p'$ é obtida a partir do fim do cisalhamento de todos os ensaios e pode ser conferida na Figura 23.

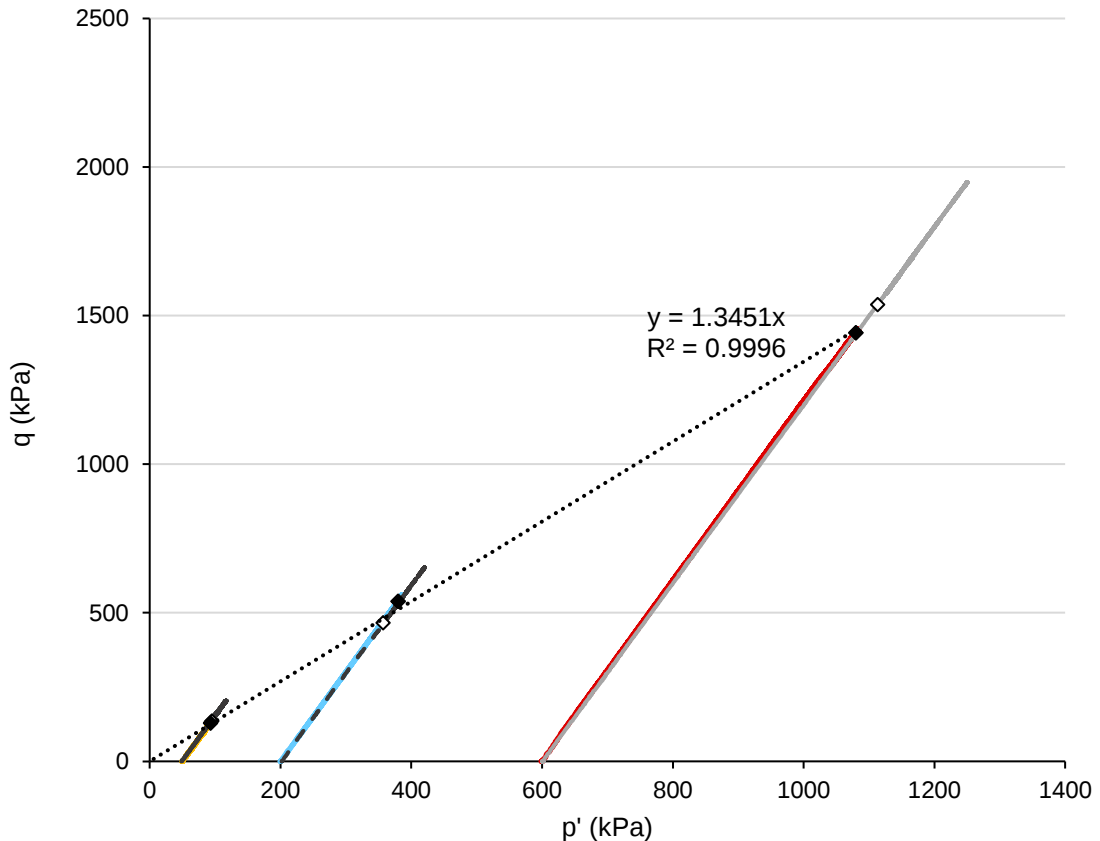


Figura 23 – Aproximação linear da CSL a partir dos ensaios drenados soltos

A partir de uma regressão linear simples, é possível extrair o valor do declive $M = 1.345$. Este valor é então usado na equação (53) para se obter o ângulo de atrito no estado crítico em compressão $\phi_{cs} = 33.32^\circ$.

4.3. CALIBRAÇÃO DOS PARÂMETROS DA SUPERFÍCIE DE CEDÊNCIA

4.3.1. RAZÃO DE ESPAÇAMENTO (r)

Como já visto em 3.4.3.2, o parâmetro r representa a distância entre as curvas NCL e CSL e pode ser expresso em função do parâmetro de estado de referência através da relação descrita pelas expressões (64) e (65).

$$\psi_r = (\lambda - \kappa) \ln r \quad (64)$$

$$r = \exp \left(\frac{\psi_r}{\lambda - \kappa} \right) \quad (65)$$

Para se calcular ψ_r , fez-se a diferença entre o índice de vazios calculado para o estado inicial do solo normalmente consolidado e o esperado de acordo com a linha de estado crítico, Besenzon (2023).

$$\psi_r = e_0 - e_{CSL} \quad (66)$$

Utilizando a linha do estado crítico da Figura 22, o ensaio solto de 200kPa e as equações (65) e (66), chegou-se ao valor do parâmetro de estado e assim ao parâmetro r , como se explica resumidamente na Tabela 8.

Tabela 8 – Cálculo do parâmetro r a partir do ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa

$v'_{csl}(p') = 0.0393 \ln(p') + 2.0087$	$v'_{csl}(200) = 1.8004$
$e_{csl} = v'(200) - 1$	0.8004
e_0	0.8537
$\psi_r = e_0 - e_{csl}$	0.0533
λ	0.0393
κ	0.0050
$r = \exp \left(\frac{\psi_r}{\lambda - \kappa} \right)$	4.7416

4.3.2. COEFICIENTE DO ESTADO DE TENSÃO (n): PROCEDIMENTO DE MÁNICA ET AL. (2022)

Mánica et al. (2022) propôs um procedimento de calibração que relaciona os parâmetros n e r ao pico da resistência não drenada S_p e o parâmetro de estado inicial ψ_0 . A Figura 24 mostra como, no CASM, quando o pico de resistência não drenada é atingido, a superfície de cedência também atinge o seu maior valor. Portanto, é possível usar a equação (51) para o estado de tensão no pico $p' = p'_{pk}$, obtendo a equação (67).

$$f_{pk} = \left(\frac{1}{p'_{pk}} \right)^n \left(\frac{q_{pk}}{M_\varphi} \right)^n + \frac{1}{\ln r} \ln \frac{p'_{pk}}{p'_0} \quad (67)$$

Sendo o ponto máximo, é possível igualar a sua derivada a zero, resultando na equação (68), da qual, o q_{pk} pode ser escrito como mostra a expressão (69).

$$f'_{pk} = -n(p'_{pk})^{-n-1} \left(\frac{q_{pk}}{M_\varphi} \right)^n + \frac{1}{p'_{pk} \ln r} = 0 \quad (68)$$

$$q_{pk} = p'_{pk} \frac{M_\varphi}{\sqrt[n]{n \ln r}} \quad (69)$$

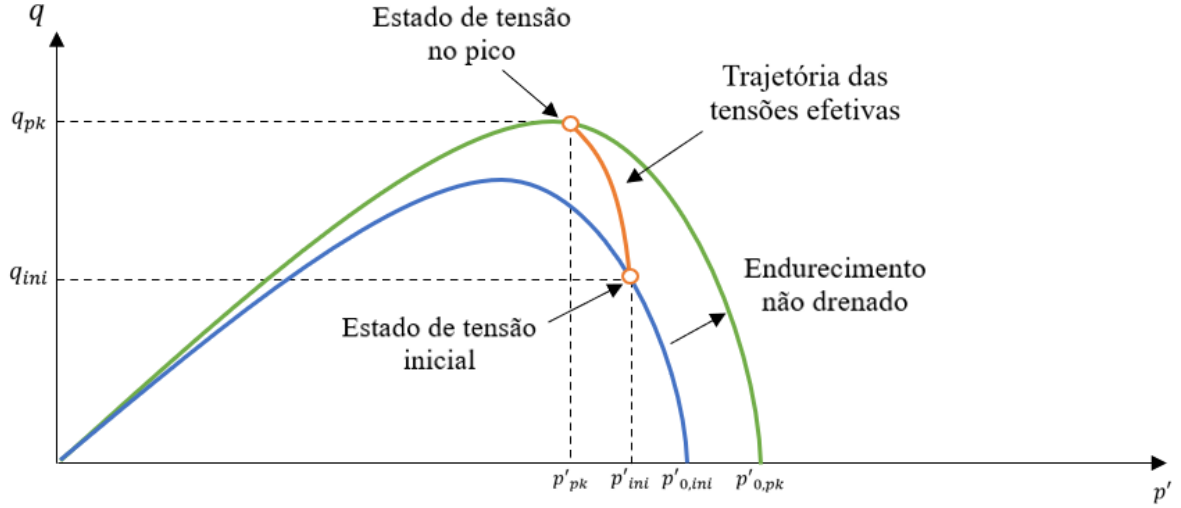


Figura 24 – Endurecimento do solo durante carregamento não drenado (adaptado de Mánica et al., 2021)

Portanto, a razão de tensões η pode então ser obtida a partir desta expressão (70).

$$\eta_{pk} = \frac{q_{pk}}{p'_{pk}} = \frac{M_\varphi}{\sqrt[n]{n \ln r}} \quad (70)$$

Mánica et al. (2022) propõe então que o valor da tensão de corte no pico q_{pk} se relacione com a resistência não drenada $S_p = C_u/\sigma'_{v0}$ e a tensão média efetiva inicial p'_{ini} através da equação (71).

$$q_{pk} = 2S_p p'_{ini} \quad (71)$$

Quando o material é normalmente consolidado, os valores das tensões médias isotrópicas podem se relacionar com as correspondentes tensões médias em corte através das relações (72) e (73).

$$p'_{0,ini} = p'_{ini} \exp \left[\left(\frac{\eta_{in}}{M_\varphi} \right)^n \ln r \right] \quad (72)$$

$$p'_{0,pk} = p'_{pk} \exp \left[\left(\frac{\eta_{pk}}{M_\varphi} \right)^n \ln r \right] \quad (73)$$

Como o volume total não tem variações significativas durante carregamentos não drenados, as deformações elásticas e plásticas são equivalentes, mas com sinais opostos:

$$(\lambda - \kappa) \ln \frac{p'_{0,pk}}{p'_{0,in}} = -\kappa \ln \frac{p'_{0,pk}}{p'_{0,in}} \quad (74)$$

Ao se juntar as expressões anteriores, temos então uma expressão para calcular o valor do parâmetro n .

$$\exp \left(\frac{1}{n} \right) = \frac{M_\varphi}{2S_p \sqrt[n]{n \ln r}} \exp \left[\left(\frac{\eta_{in}}{M_\varphi} \right)^n \ln r + \frac{\kappa}{\lambda - \kappa} \ln \left(\frac{M_\varphi}{2S_p \sqrt[n]{n \ln r}} \right) \right] \quad (75)$$

Utilizando o valor de r calculado anteriormente, os parâmetros já conhecidos (resumidos na Tabela 9) e a equação (75), calcula-se o valor de n . obtendo-se 1.2617.

Tabela 9 – Cálculo do parâmetro n a partir do ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa

S_p	0.1972	Do ensaio Tx_AM2_L2_CIU_S_200kPa
r	4.7416	Da equação (65)
M_φ	1.3451	Da Figura 23
η_{in}	0.0000	
λ	0.0393	
κ	0.0050	
n	1.2617	Da equação (75)

4.3.3. RAZÃO DO FLUXO PLÁSTICO (m)

Utilizando a metodologia descrita em 3.4.3.3, calculou-se o parâmetro m . A Tabela 10 mostra um resumo destes cálculos.

Tabela 10 – Cálculo do parâmetro m a partir da fórmula deduzida por Mânica et al. (2022)

λ	0.0393	
κ	0.0050	
M	1.3451	
η_{K_0}	0.8668	Da equação (58)
ν	0.3000	
m	2.9202	Da equação (56)

4.4. RESUMO DOS PARÂMETROS OBTIDOS A PARTIR DOS ENSAIOS

Na Tabela 11, apresentam-se os parâmetros do modelo CASM obtidos pela calibração descrita na secção anterior.

Tabela 11 - Resumo dos parâmetros do CASM

Número	Símbolo	Valor
01	λ	0.039
02	κ	0.005
03	ν	0.300
04	ϕ_{cs}	33.32
05	n	1.262
06	r	4.742
07	m	2.920
08	Γ	2.009

4.5. COMPARAÇÃO DOS RESULTADOS DE LABORATÓRIO COM MODELO CONSTITUTIVO

Como forma de validar o cálculo dos diversos parâmetros, fez-se uso da ferramenta PLAXIS Soil Test e comparou-se os resultados fornecidos pelo modelo CASM com os dados dos ensaios de laboratório apresentados na secção 4.1. Como referido na secção 3.4, mais concretamente na secção 0 o modelo permite várias alternativas para alguns parâmetros de input. Neste caso, optou-se por utilizar o parâmetro Γ e o R . As restantes variáveis para inicialização estão ilustradas na Figura 25 incluindo-se o tipo de ensaio, a tensão horizontal efetiva no final da consolidação (σ'_{xx}), a deformação máxima verificada no ensaio (ε_{yy}), a duração do ensaio e o número de passos. Note-se que apesar do tempo não ter interferência nos resultados uma vez que não estamos a usar os parâmetros do modelo associados ao comportamento viscoso, é obrigatório preencher esta variável. Para todos os ensaios, foi utilizada uma duração de 1 dia (86 400 segundos) e 5 000 passos para uma melhor precisão dos resultados.

4.5.1. ENSAIO NÃO DRENADO SOLTO

Apenas existia um ensaio não drenado, mas este tem características importantes, porque permite avaliar a resistência não drenada para entrar na equação (75). A Figura 26 mostra a comparação entre os gráficos que resultam dos ensaios de laboratório e os que são produzidos pelo PLAXIS. O mesmo procedimento será usado para as comparações dos próximos ensaios.

Para este ensaio, para além dos parâmetros da Tabela 12 foi ainda considerado o valor de $R = 1$, uma vez que se trata de uma amostra solta, por isso, normalmente consolidada.

Figura 25 – Parâmetros da ferramenta Soil Test

Tabela 12 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CIU_S_200kPa

Parâmetro	Valor
R	1.000
Type of test	Undrained
Initial effective cell pressure	200 KPa
Maximum strain	33.33%

A observação da Figura 26 permite concluir que os parâmetros utilizados no PLAXIS aproximam corretamente o valor máximo da tensão de corte. No entanto, as tensões de corte para extensões maiores que o pico, são diferentes entre o modelo e o ensaio. Para se obter um melhor ajuste, seria necessário reduzir o valor do parâmetro r para se obter um melhor amolecimento do solo após o pico, sendo necessário ter valores diferentes dos parâmetros para os diferentes ensaios. Porém, como forma de manter os parâmetros iguais para todos os ensaios, optou-se por manter este valor de r . Nas secções a seguir será observado que, para todos os outros ensaios, os parâmetros escolhidos descrevem bem o comportamento do solo. Já a Figura 27 mostra que a curva do ensaio e do PLAXIS está mais próximas.

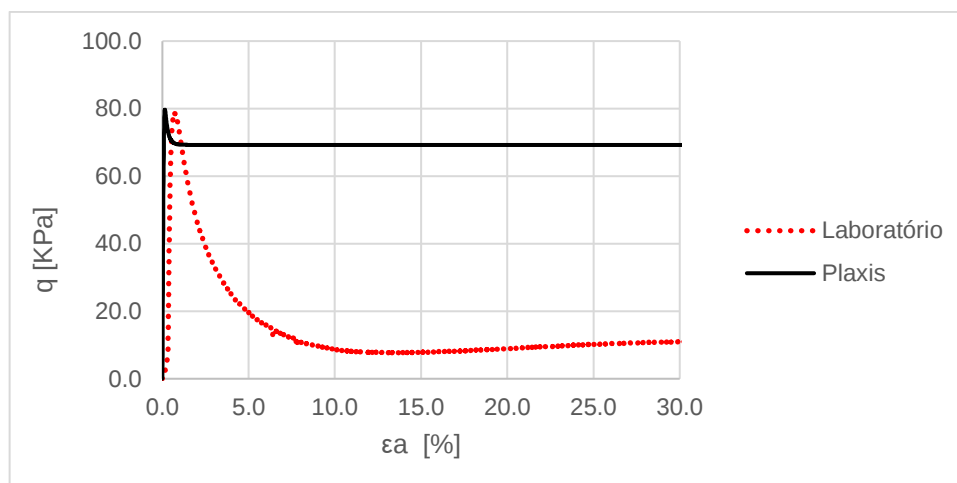


Figura 26 – Comparação dos gráficos $q \times \epsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CIU_S_200kPa

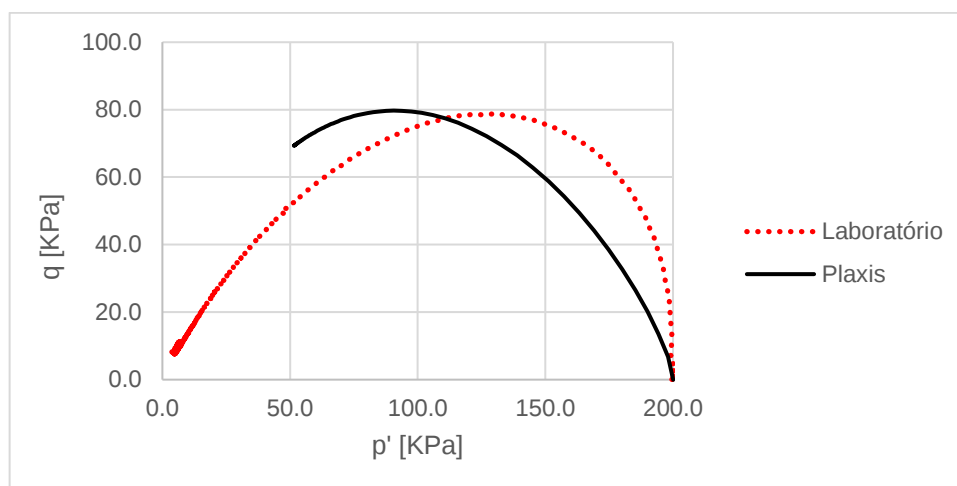


Figura 27 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CIU_S_200kPa

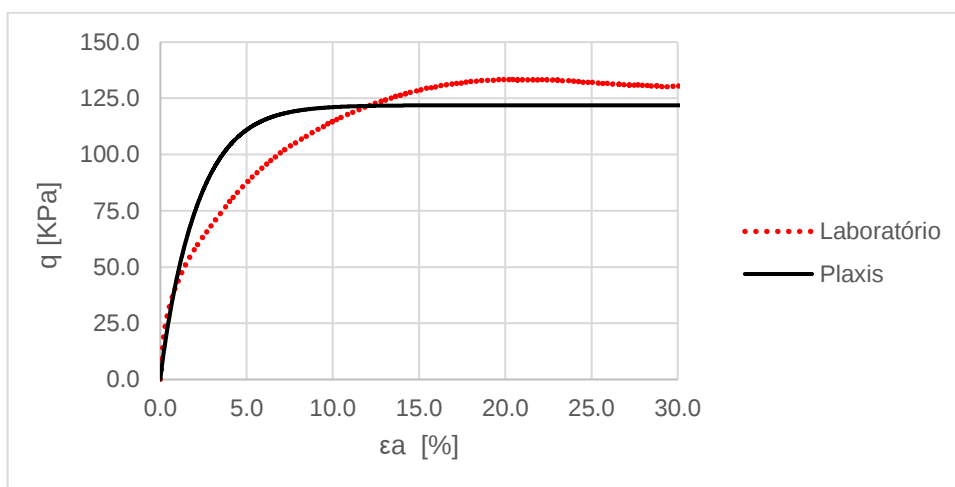
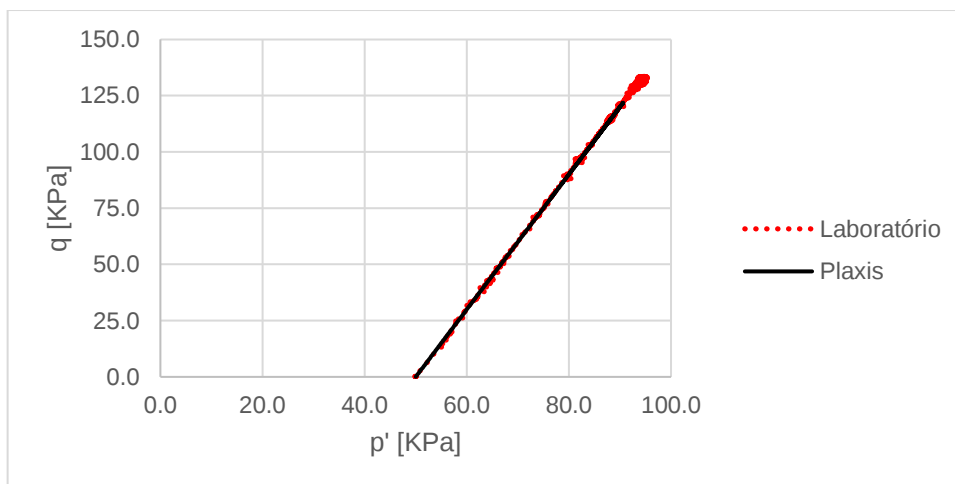
4.5.2. ENSAIOS DRENADOS SOLTOS

Para os ensaios drenados soltos, foi utilizado um grau de sobreconsolidação $R = 1.0$, que significa considerar solos com índices de vazios na NCL, ou seja, solos soltos. Os restantes parâmetros encontram-se na Tabela 13.

A Figura 28, a Figura 29 e a Figura 30 apresentam as comparações de diferentes gráficos com os dados de laboratório e da ferramenta de ensaio triaxial do PLAXIS. A sua observação permite concluir que os valores obtidos a partir do Soil Test se aproximam daqueles esperados e obtidos a partir dos ensaios de laboratório. Estas boas aproximações se repetem para os ensaios drenados soltos de 200 kPa e 600 kPa, como se pode observar entre as Figuras 31 a 37.

Tabela 13 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_50kPa

Parâmetro	Valor
R	1.0
Type of test	Drained
Initial effective cell pressure	50 KPa
Maximum strain	31.71%

Figura 28 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_50kPaFigura 29 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_50kPa

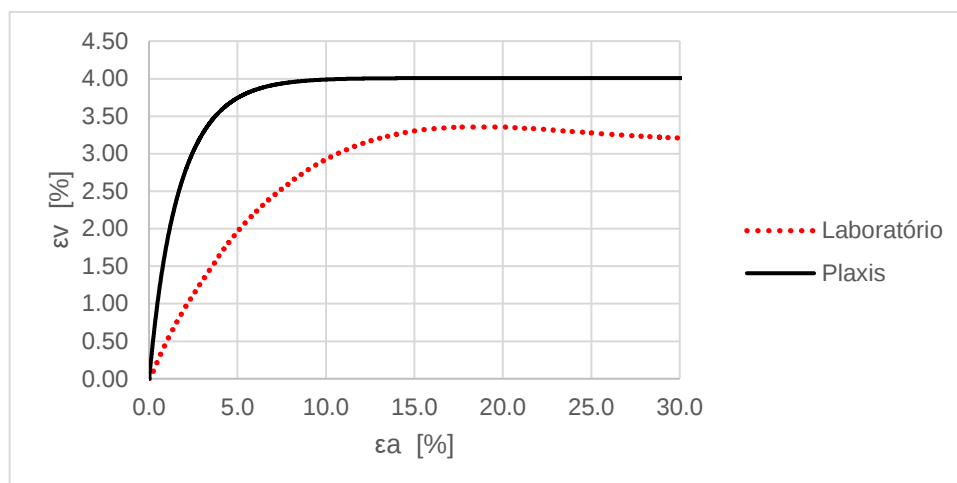


Figura 30 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_50kPa

A Tabela 14 apresenta o resumo dos parâmetros do Soil Test para o ensaio drenado solto de 200 kPa.

Tabela 14 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa

Parâmetro	Valor
R	1.0
Type of test	Drained
Initial effective cell pressure	200 KPa
Maximum strain	31.10%

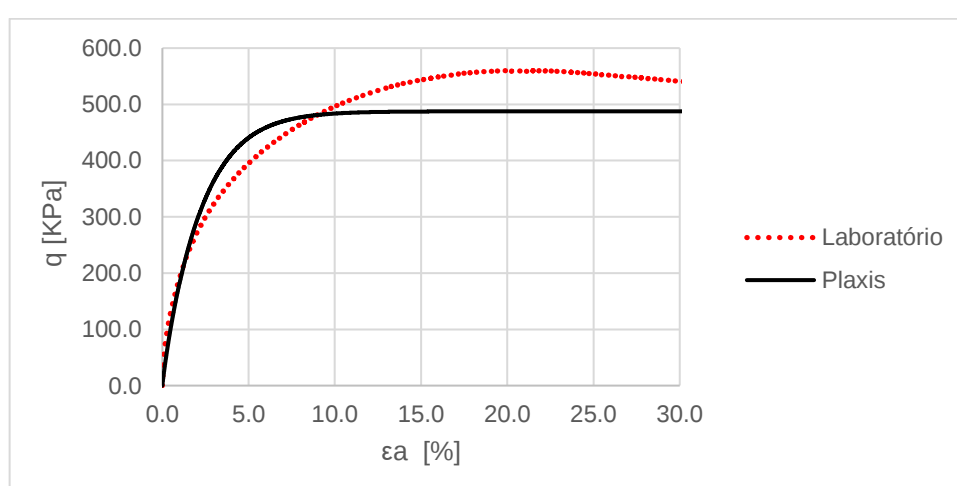


Figura 31 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa

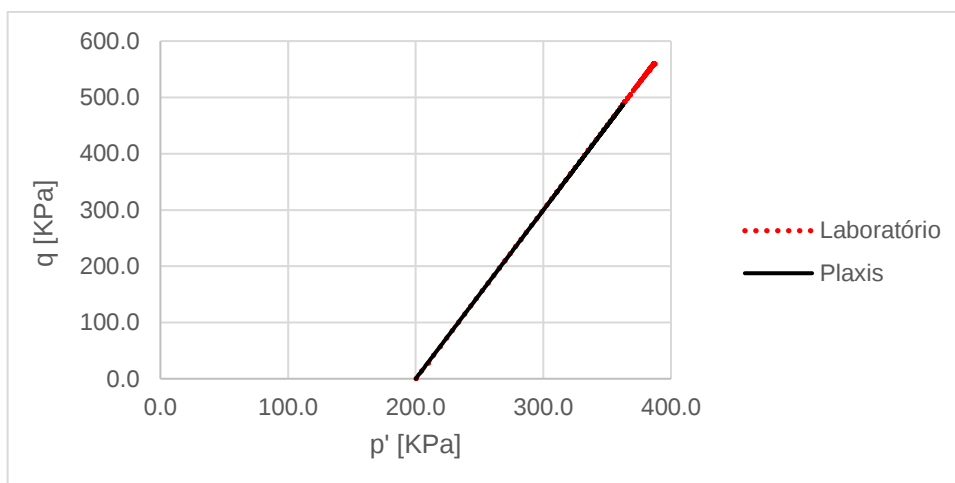


Figura 32 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa

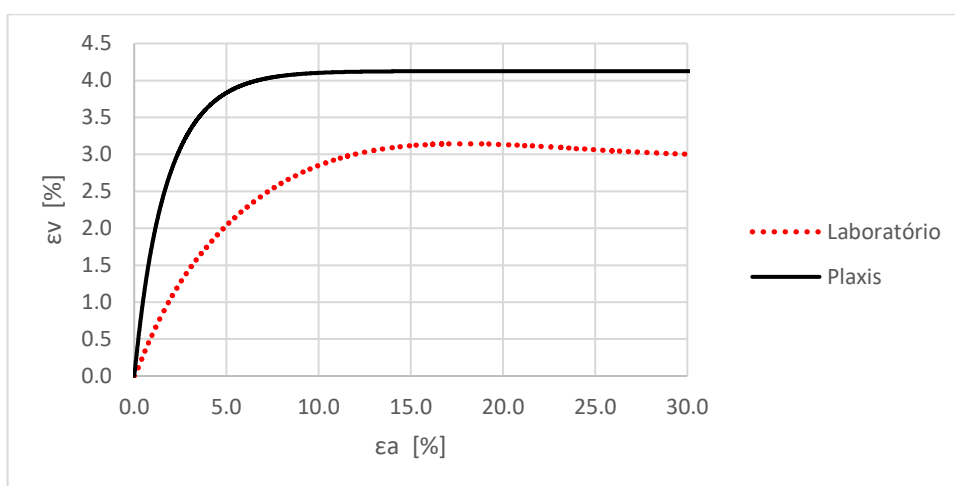


Figura 33 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_200kPa

A Tabela 15 apresenta o resumo dos parâmetros do Soil Test para o ensaio drenado solto de 600 kPa.

Tabela 15 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_600kPa

Parâmetro	Valor
R	1.0
Type of test	Drained
Initial effective cell pressure	600 KPa
Maximum strain	31.74%

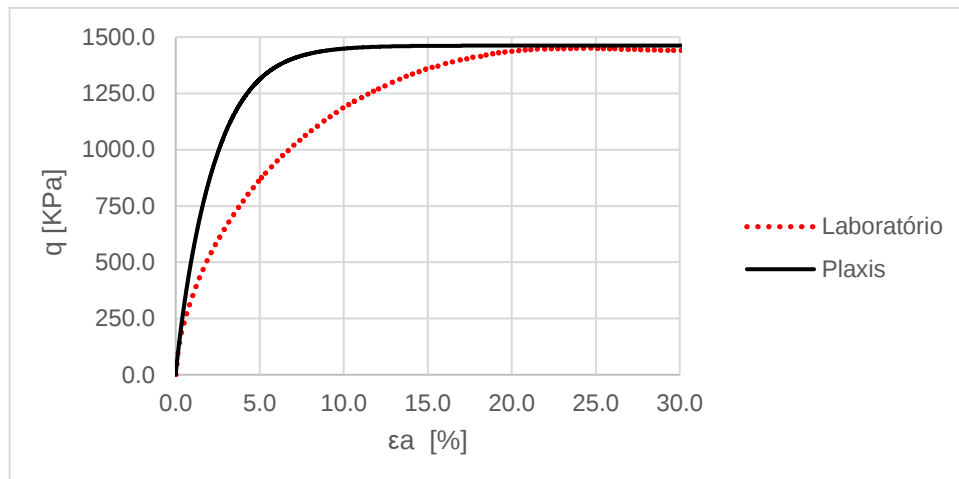


Figura 34 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_600kPa

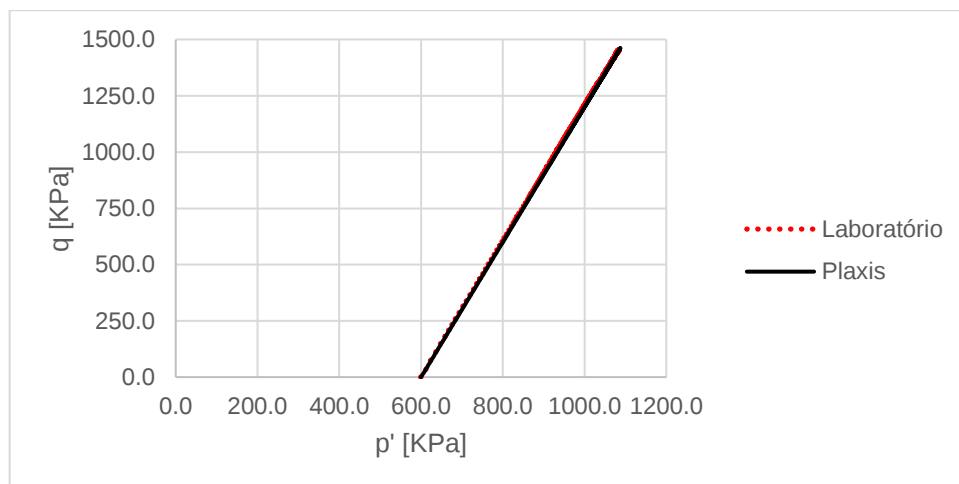


Figura 35 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_600kPa

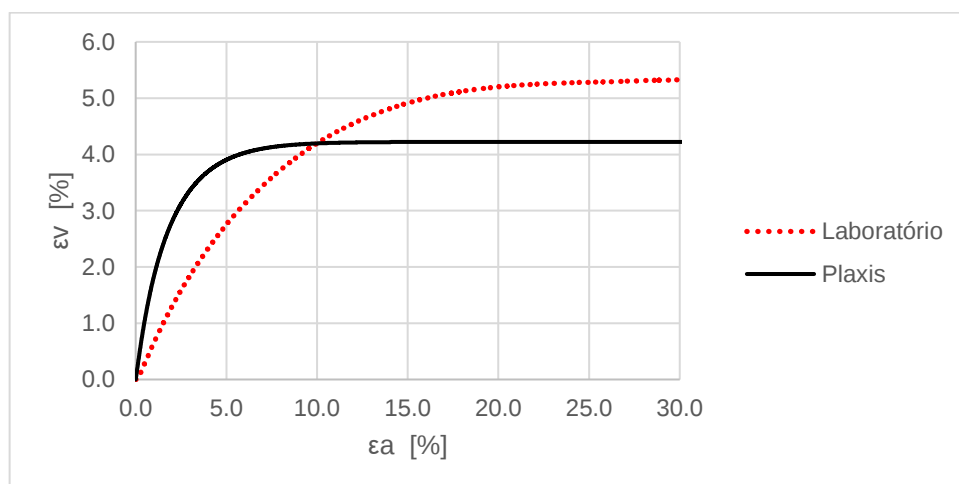


Figura 36 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_S_600kPa

4.5.3. ENSAIOS DRENADOS DENSOS

Para os ensaios drenados densos, foi preciso estabelecer um valor do grau de sobreconsolidação R que representasse o estado da amostra de laboratório. O valor de R que melhor representa estas amostras é $R = 15.0$. Novamente, o Soil Test, para os parâmetros introduzidos, revela uma aproximação muito eficaz dos ensaios de laboratório para os ensaios drenados densos de 50 kPa, 200kPa e 600 kPa, como se pode observar nas figuras Figura 37 a 45, com exceção das extensões volumétricas em função da extensão axial, verificadas na Figura 39 para o ensaio de 50 kPa, na Figura 42 para o de 200 kPa e na Figura 45 para o de 600 kPa. Estes gráficos apresentam uma diferença relativa elevada quando a extensão axial se aproxima da máxima. Isto acontece pelo mesmo motivo descrito em 4.5.1.

A Tabela 16 apresenta o resumo dos parâmetros do Soil Test para o ensaio drenado denso de 50 kPa.

Tabela 16 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_50kPa

Parâmetro	Valor
R	15.0
Type of test	Drained
Initial effective cell pressure	50 KPa
Maximum strain	28.52%

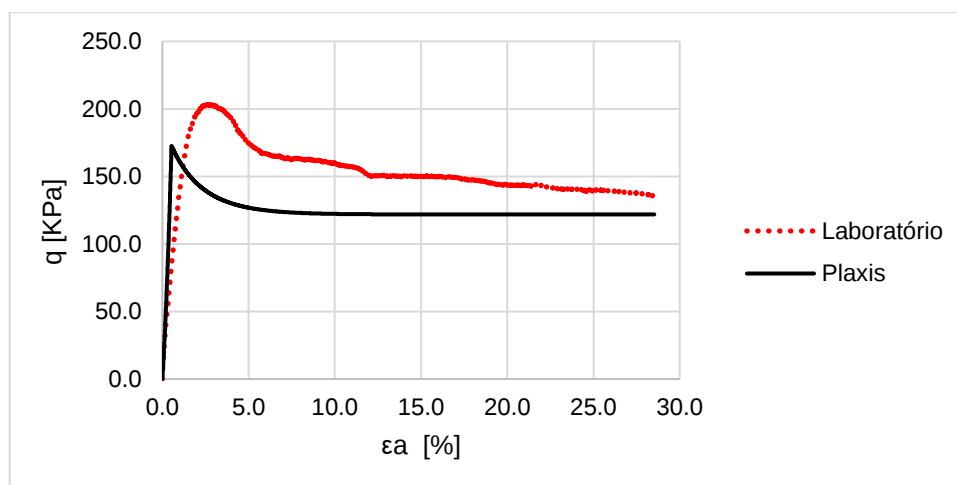


Figura 37 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_50kPa

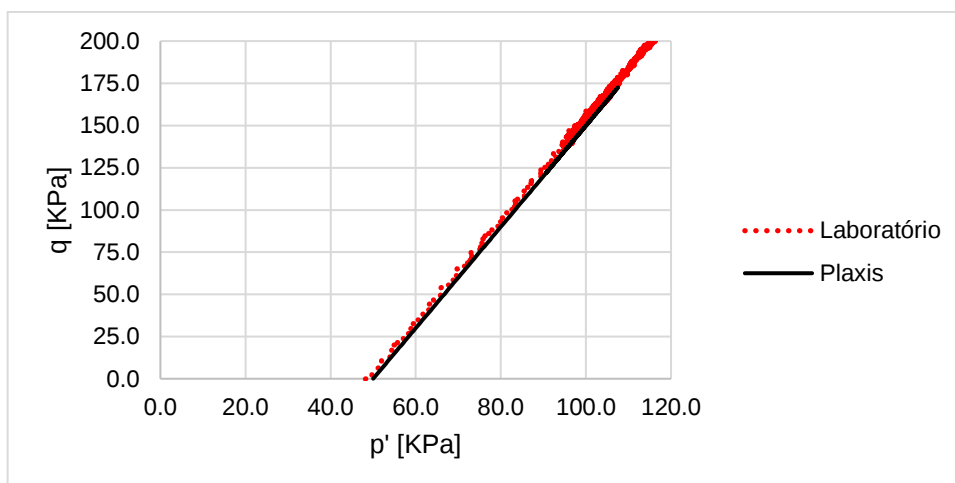


Figura 38 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_50kPa

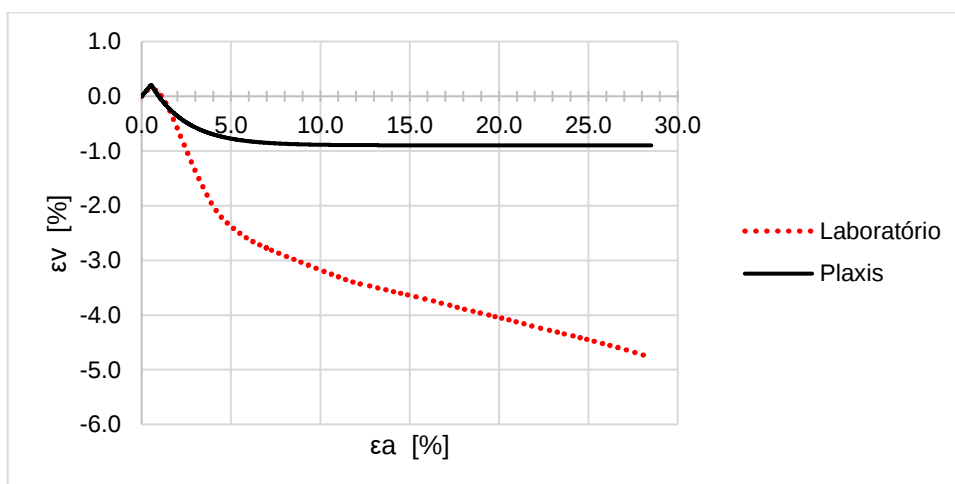


Figura 39 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_50kPa

A Tabela 17 apresenta o resumo dos parâmetros do Soil Test para o ensaio drenado denso de 200 kPa.

Tabela 17 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_200kPa

Parâmetro	Valor
R	15.0
Type of test	Drained
Initial effective cell pressure	200 KPa
Maximum strain	30.24%

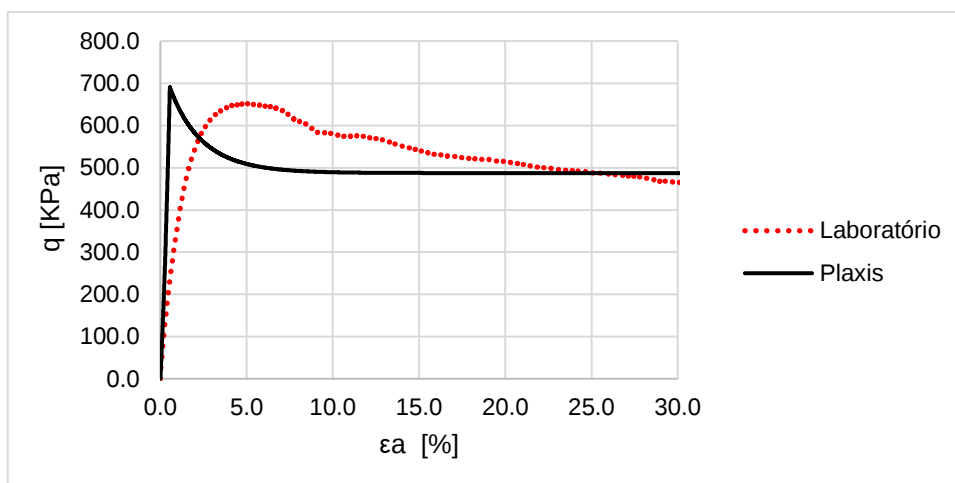


Figura 40 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_200kPa

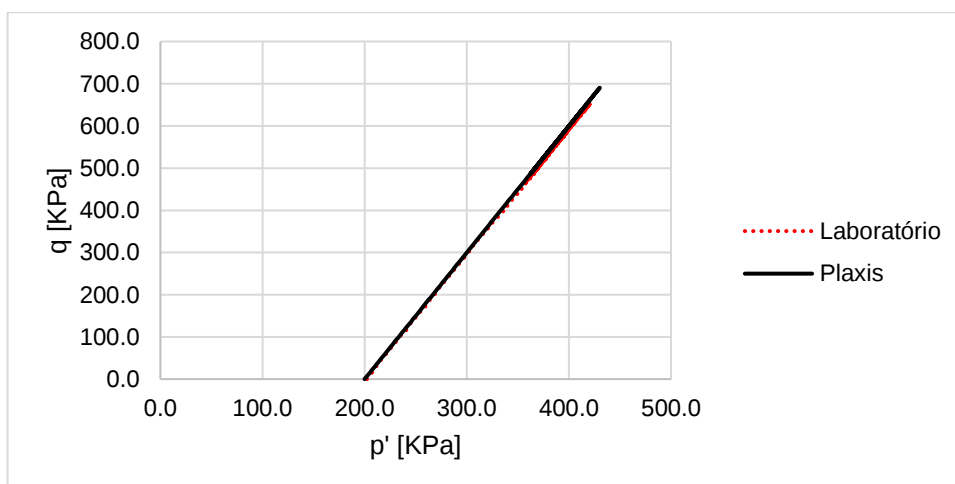


Figura 41 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_200kPa

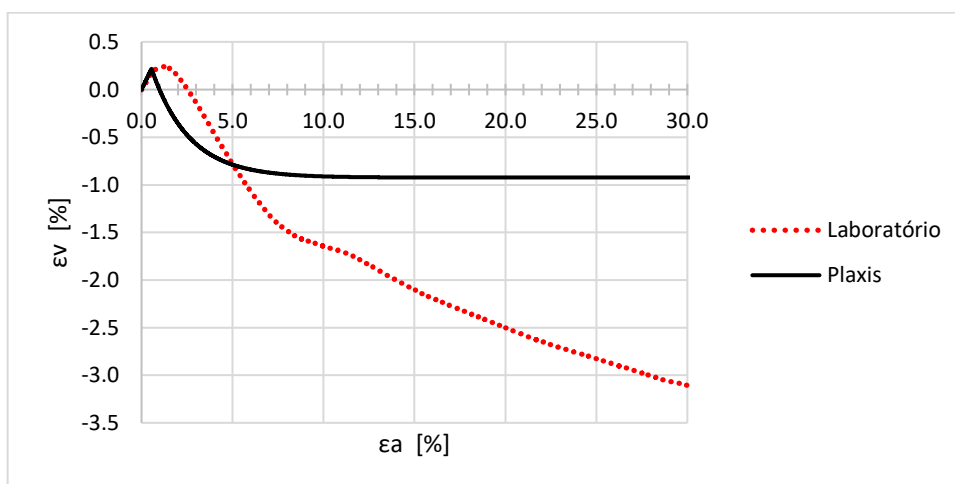


Figura 42 – Comparação dos gráficos $\varepsilon_v \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_200kPa

A Tabela 18 apresenta o resumo dos parâmetros do Soil Test para o ensaio drenado denso de 600 kPa.

Tabela 18 – Parâmetros do ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_600kPa

Parâmetro	Valor
R	15.0
Type of test	Drained
Initial effective cell pressure	600 KPa
Maximum strain	29.53%

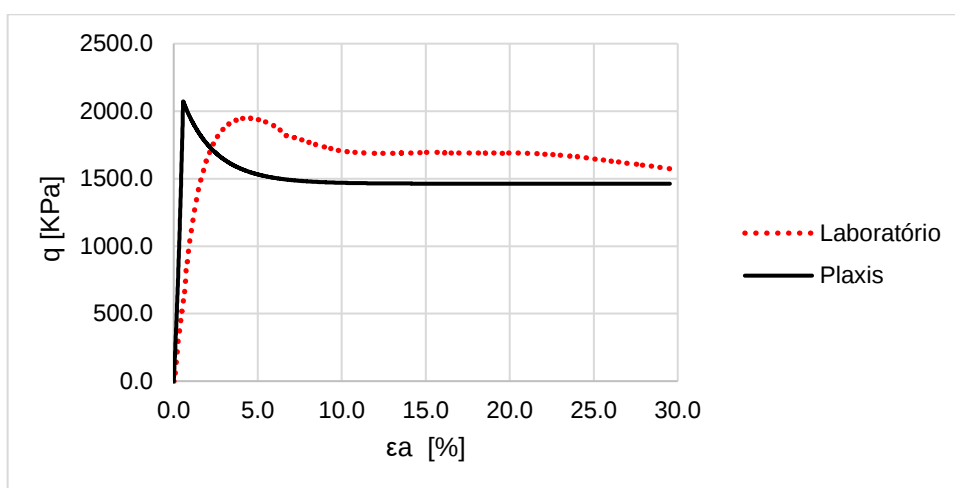


Figura 43 – Comparação dos gráficos $q \times \varepsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_600kPa

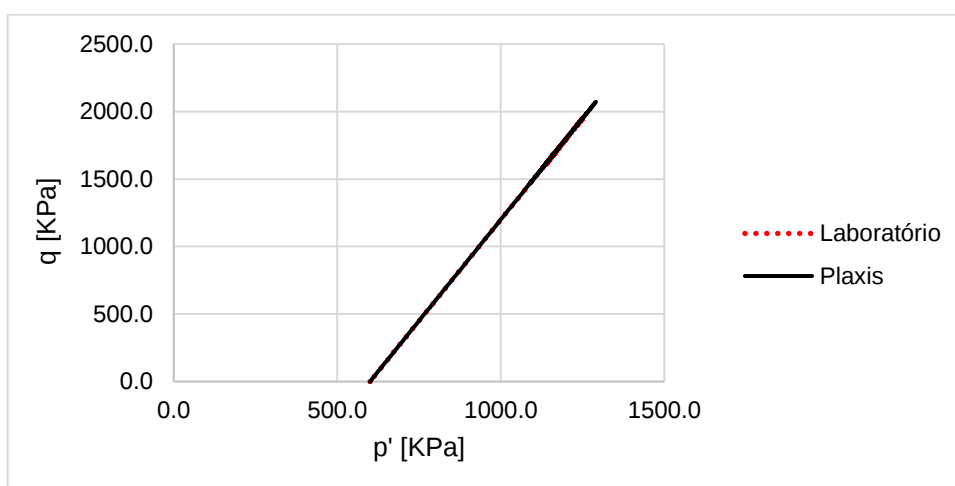


Figura 44 – Comparação dos gráficos $q \times p'$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_600kPa

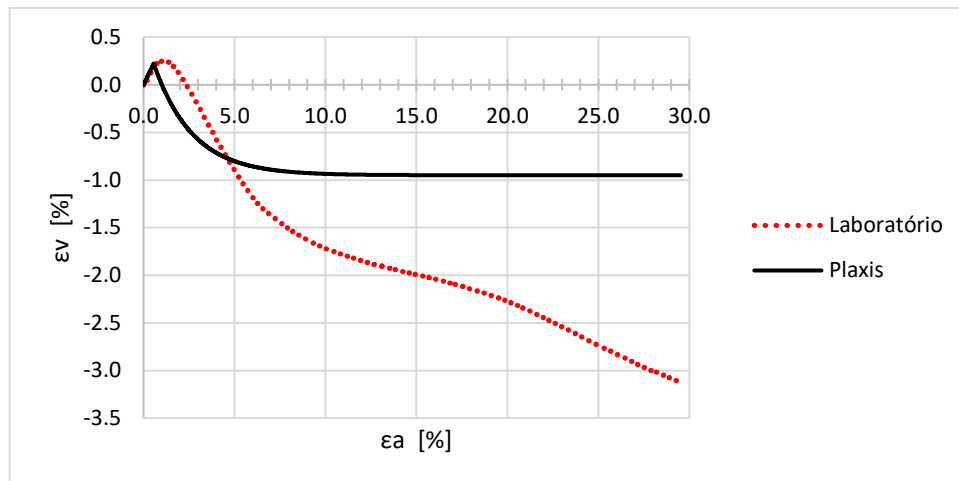


Figura 45 – Comparação dos gráficos $\epsilon_v \times \epsilon_a$ para o ensaio Tx_AM2_L2_CID_D_600kPa

5

MODELAÇÃO NUMÉRICA NO
PLAXIS

5.1. ENQUADRAMENTO E OBJETIVO DA MODELAÇÃO NUMÉRICA

A modelação numérica apresentada neste trabalho visa simular o comportamento de um talude que foi objeto de estudo através de ensaios em modelo físico em centrífugadora geotécnica no âmbito do projeto SAFETY. Este projeto de acesso transnacional financiado pelo Horizonte2020 da Comissão Europeia através do consorcio GEOLAB, tem como objetivo analisar o efeito da percolação interna na estabilidade de taludes de aterros constituídos por solo muito solto, e por isso sensíveis a fenómenos de instabilidade, como a liquefação. O projeto SAFETY é desenvolvido em parceria com a empresa Deltares de Delft nos Países Baixos que possui uma centrífugadora geotécnica de 5 m de raio (Figura 46).

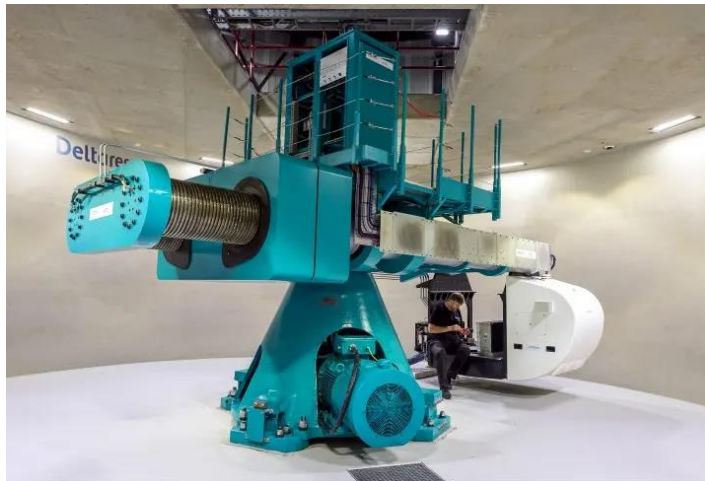


Figura 46 – Centrífugadora geotécnica da empresa Deltares

Assim, construiu-se um modelo muito simples de fácil implementação na centrífugadora, representando metade do aterro simétrico, em que a água entra no interior do aterro por uma parede lateral, à esquerda, e é recolhida no pé de talude através de um dreno à direita, como se pode observar na Figura 47. O modelo é colocado na centrífugadora a 100g, ou seja, tem um fator de escala de 100. Isto significa que 1 cm no modelo corresponde 100cm = 1 m no protótipo.

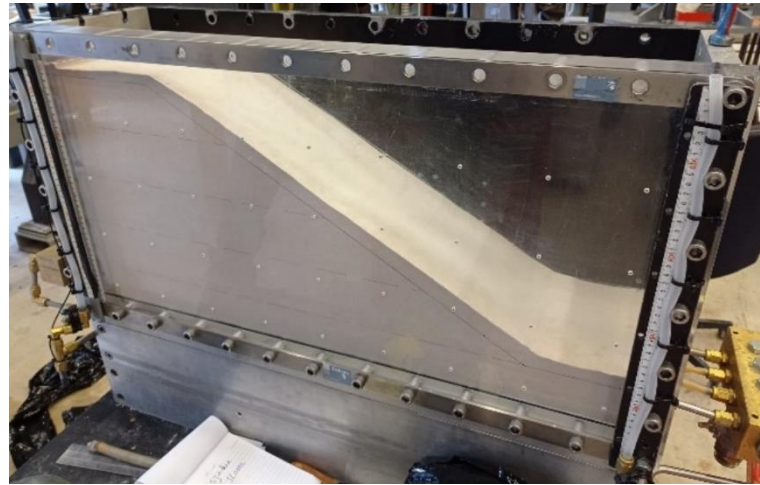


Figura 47 – Modelo físico que representa metade do aterro objeto de estudo

5.2. APLICAÇÃO DA GEOMETRIA E ESTRUTURA AO PLAXIS

5.2.1. MALHA DE ELEMENTOS FINITOS

Após a calibração e validação dos parâmetros relacionados com o modelo constitutivo, atribuiu-se o material com seus correspondentes parâmetros à um maciço terroso com uma geometria apresentada na Figura 48, que representa o aterro que é objeto de estudo do projeto SAFETY, apresentado em 5.1. A geometria consiste num talude com inclinação de aproximadamente 30° , onde fronteira de jusante tem 8 metros de altura e a de montante 39 m de altura. Como o modelo físico está inserido numa caixa era importante que o talude tivesse espaço para deslizar quando ocorresse a rotura. Por isso, foi colocada uma berma a jusante de 13,5 m de largura. Também há uma berma a montante de 20 metros de largura. As fronteiras laterais estão restringidas na direção horizontal (eixo X) e a fronteira inferior restringe o movimento nas duas direções, vertical e horizontal. Há também um dreno na fronteira inferior da geometria a partir da fronteira lateral direita e que se estende por 17.2 metros.

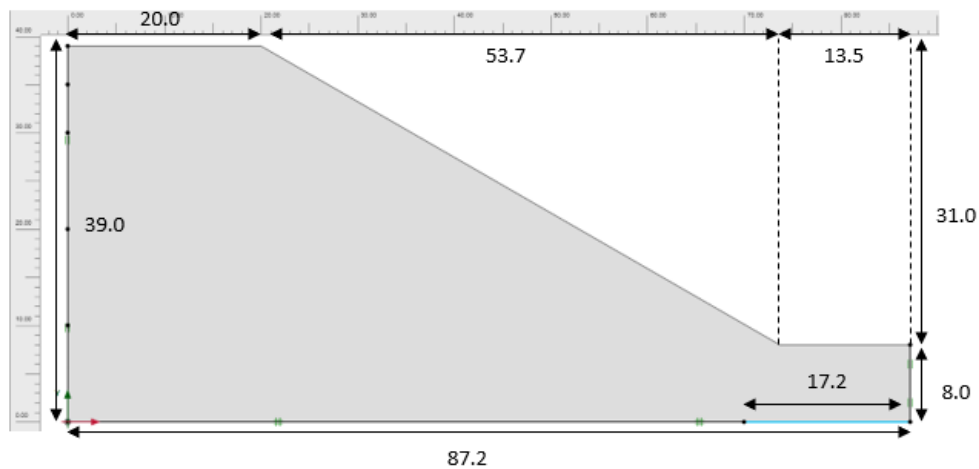


Figura 48 – Modelo físico no PLAXIS com dimensões em metros

A malha de elementos finitos é composta por elementos triangulares de 15 nós categorizada pelo programa como “muito fina”, ou seja, com um número maior de elementos de tamanho reduzido, para melhor precisão dos resultados. Para se gerar esta malha, foi utilizado o comando “*mesh 0.02*”, que gerou uma malha com 2666 elementos e 21753 nós. Esta malha pode ser observada na Figura 49.

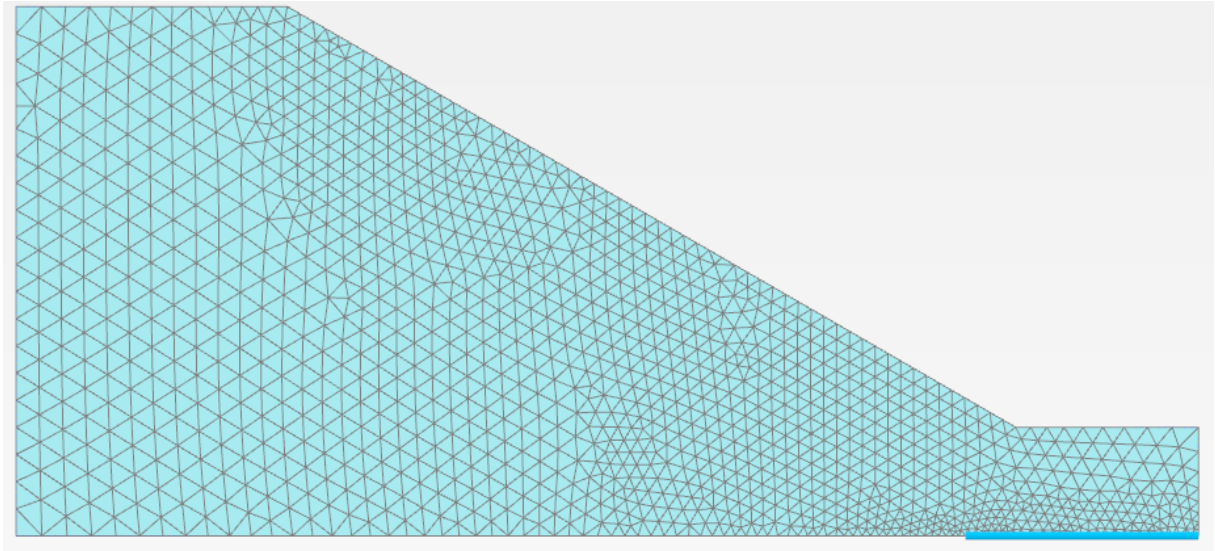


Figura 49 – Malha de elementos finitos para o modelo numérico no PLAXIS

5.2.2. FASES E PARÂMETROS DE CÁLCULO

Para fazer a análise do modelo físico com o modelo constitutivo CASM, é preciso criar duas fases iniciais, sendo a lista de fases indicada na Figura 50.

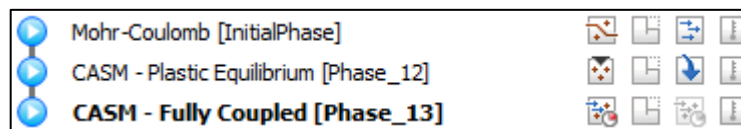


Figura 50 – Fases de cálculo do modelo numérico no PLAXIS

A fase *Mohr-Coulomb* consiste numa fase inicial com tipo de cálculo “gravity loading”, que é utilizada para criar um estado de tensão inicial. Sendo a superfície do terreno inclinada a opção “ K_0 procedure” não é aconselhada. Esta fase usa o modelo constitutivo Mohr-Coulomb e seus parâmetros podem ser observados na Tabela 19, onde parte destes parâmetros foram obtidos com a metodologia descrita em 3.2.2, nomeadamente o módulo de elasticidade (E') e o coeficiente de Poisson (ν), outros receberam estimativas de valores semelhantes ao do material com o modelo constitutivo CASM. É importante salientar que este modelo constitutivo deve ter uma coesão igual a zero mesmo que o material estudado pela fase a seguir tenha coesão diferente de zero. Uma coesão diferente de zero na fase *Mohr-Coulomb* pode gerar problemas numéricos na fase que utiliza o CASM.

Tabela 19 – Parâmetros do modelo constitutivo Mohr-Coulomb para o material da fase inicial

Símbolo	Descrição	Valor	Unidade
γ_{sat}	Peso volúmico saturado	19.00	kN/m^3
γ_{unsat}	Peso volúmico não saturado	15.00	kN/m^3
E'	Módulo de elasticidade	50 000	kPa
ν	Coefficiente de Poisson	0.31	
ϕ'	Ângulo de atrito	33.32	°
k_x	Permeabilidade horizontal	1.0×10^{-5}	m/s
k_y	Permeabilidade vertical	1.0×10^{-5}	m/s
c'	Coesão	0	kPa
K_0	Coefficiente de impulso em repouso	0.4504	
e_{init}	Índice de vazios inicial	0.8000	
n_{init}	Porosidade inicial	0.4444	

A fase *CASM – Plastic Equilibrium* é uma fase intermédia entre a fase de análise principal e a inicial, que utiliza um material com o modelo constitutivo CASM e serve para que o modelo numérico atinja uma situação de equilíbrio com o novo modelo constitutivo antes de se efetuar cálculos mais complexos. Esta fase intermédia serve, portanto, para garantir resultados realistas e um funcionamento adequado do algoritmo. As fases *Mohr-Coulomb* e *CASM – Plastic Equilibrium* possuem o nível freático na base do modelo, ou seja, são calculados para uma situação sem fluxo de percolação.

A última fase é a *CASM – Fully Coupled* consiste numa fase utilizando o mesmo material da fase anterior (CASM) e com uma elevação do nível freático com fluxo acoplado, que será mais bem descrita na secção 5.2.3. As fases com o modelo constitutivo CASM utilizam os parâmetros descritos na Tabela 11, que foram calculados com os métodos do capítulo 4 e, adicionalmente, os parâmetros listados na Tabela 20. A Tabela 21 apresenta um resumo dos parâmetros de cálculo utilizados nas três fases deste modelo numérico.

Tabela 20 – Parâmetros adicionais para o modelo constitutivo CASM

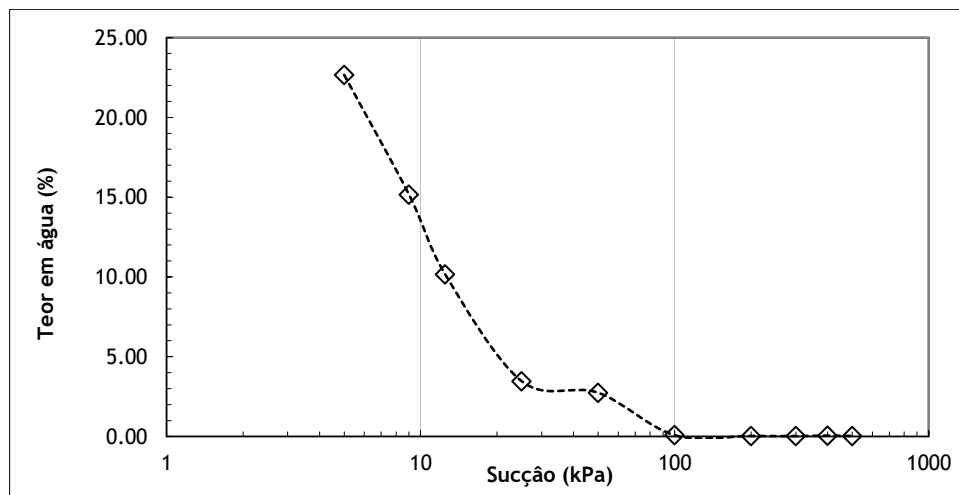
Símbolo	Descrição	Valor	Unidade
γ_{sat}	Peso volúmico saturado	19.00	kN/m^3
γ_{unsat}	Peso volúmico não saturado	15.00	kN/m^3
k_x	Permeabilidade horizontal	1.0×10^{-5}	m/s
k_y	Permeabilidade vertical	1.0×10^{-5}	m/s

Tabela 21 – Parâmetros de cálculo relevantes das fases de cálculo no PLAXIS

Parâmetro	Mohr - Coulomb	CASM – Plastic Equilibrium	CASM – Fully Coupled
Calculation type	Gravity Loading	Plastic	Fully Coupled
Pore pressure calculation type	Steady state groundwater flow	Use pressures from previous phase	Steady state groundwater flow
Time interval [s]	86 400	86 400	1 800
Ignore suction	No	No	No
Reset displacements	-	Yes	No

5.2.3. CONDIÇÕES DE FLUXO DA ÁGUA

Num cálculo *Fully Coupled Deformation Analysis*, não é possível ignorar o efeito da sucção acima do nível freático, pelo que o PLAXIS tende a admitir sucções crescentes desde o nível freático até ao topo do modelo criando valores de sucção irrealisticamente altos para o modelo em questão. Para representar realisticamente as condições de fluxo de água no solo do modelo físico, foi preciso limitar as condições de sucção na superfície a 50 kPa. Para isto, foram atribuídas condições de fronteira com o objetivo de admitir uma redução linear da sucção com a profundidade. O valor de 50 kPa foi estimado a partir da curva de retenção do solo para um índice de vazios igual a 0,8, tendo-se estimado o teor de água $w = 2,74\%$. Os valores de sucção para diferentes teores de água podem ser verificados na Figura 51.

Figura 51 – Curva de retenção do solo com índice de vazios $e=0.8$

Assim, a fronteira superior da berma a montante recebe a condição de $head = 34.0$ m, calculada pela soma da cota dessa fronteira (39 m) com a sucção de aproximadamente 50 kPa, que, em metros de coluna água corresponde a uma redução de 5 metros no valor do $head$. O mesmo foi feito para a fronteira superior da berma a jusante, que retirou 5 metros aos 8 metros da altura desta fronteira, recebendo o valor $head = 3.0$. À fronteira do talude foi atribuída uma variação linear desde os 3 metros da berma a

jusante até os 34 metros da berma a montante. A fronteira lateral direita é fechada, dado que o modelo está dentro de uma caixa, possuindo um dreno no lado direito inferior por onde a água sai.

Nas fases *Mohr-Coulomb* e *CASM – Plastic Equilibrium*, onde era admitido o nível freático na base do modelo (à cota 0), a fronteira lateral esquerda recebe uma distribuição linear do *head* que varia desde 0 na base até 34 m na interseção com a fronteira superior da berma montante. As condições de fluxo para estas fases podem ser vistas na Figura 52. Para a fase *CASM – Fully Coupled*, é atribuída à fronteira da esquerda um valor inicial 0 e um crescimento linear em função do tempo que eleva o nível da água até 30 metros ao longo de 30 minutos (1800 segundos), que representa a elevação do nível freático do modelo físico. A função utilizada pode ser vista na Figura 54. As condições de fluxo para esta fase podem ser observadas na Figura 53.

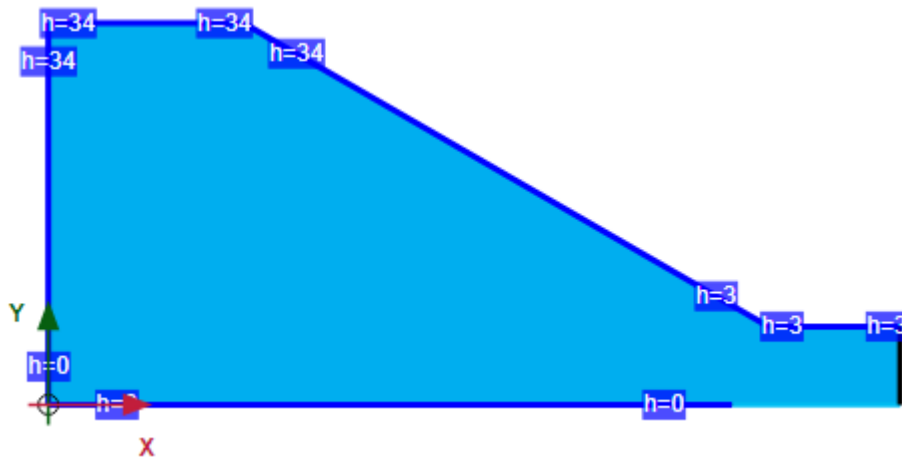


Figura 52 – Condições de fronteira para as fases *Mohr-Coulomb* e *CASM - Plastic Equilibrium*

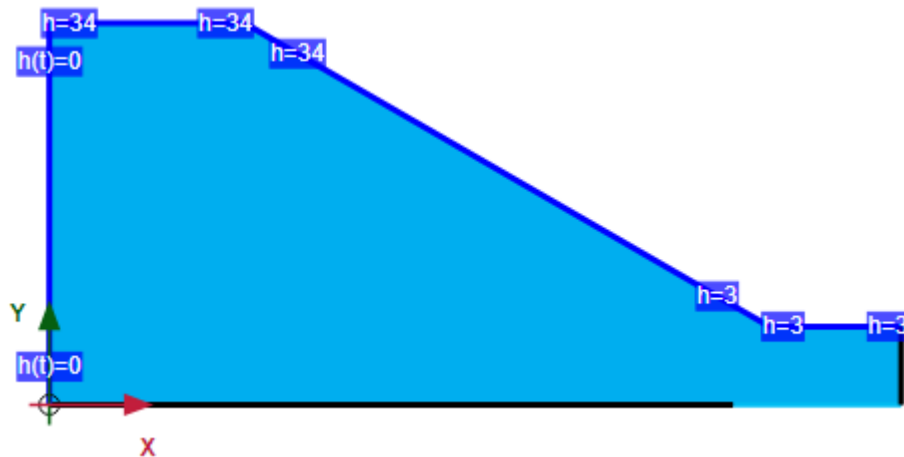


Figura 53 – Condições de fronteira para as fases *CASM – Fully Coupled*

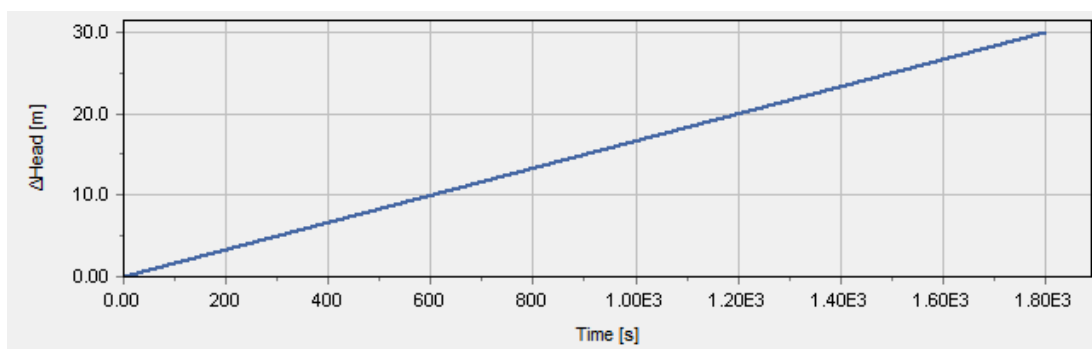


Figura 54 – Gráfico do crescimento da altura de água ao longo do tempo na fronteira lateral esquerda

Para um funcionamento realista do fluxo de percolação, também foi preciso alterar as características de fluxo dos materiais. Por defeito, o PLAXIS assume que permeabilidade do material acima do nível freático é próxima de zero, enquanto o material abaixo tem a permeabilidade indicada na Tabela 20, ocorrendo uma variação súbita próxima da linha do nível freático. Isto faz com que a evolução do nível freático durante o cálculo de fluxo acoplado seja muito lenta, não sendo representativa da realidade. A Figura 55 mostra este efeito ao evidenciar as permeabilidades relativas ao longo do solo.

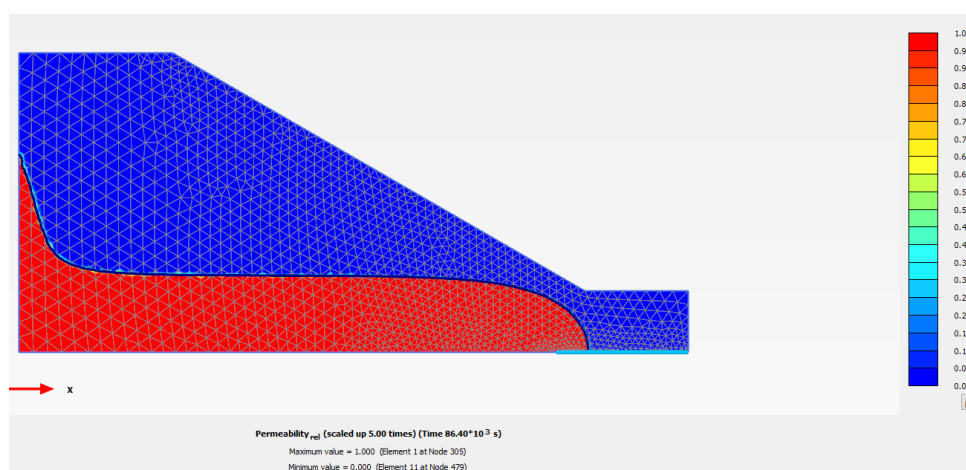


Figura 55 – Permeabilidades relativas ao longo do modelo com um nível freático qualquer

Portanto, nos dois materiais utilizados (CASM e Mohr-Coulomb), foram alteradas as propriedades do solo na aba “*groundwater*” para as descritas na Tabela 22. Desta forma, assume-se que o solo acima do nível freático se comporta de forma quase saturada, permitindo o modelo constitutivo atribuir as permeabilidades adequadas acima do nível freático.

Tabela 22 – Parâmetros de fluxo de percolação dos materiais CASM e Mohr-Coulomb

Parâmetro	Valor
Classification type	User defined
SWCC fitting method	Saturated

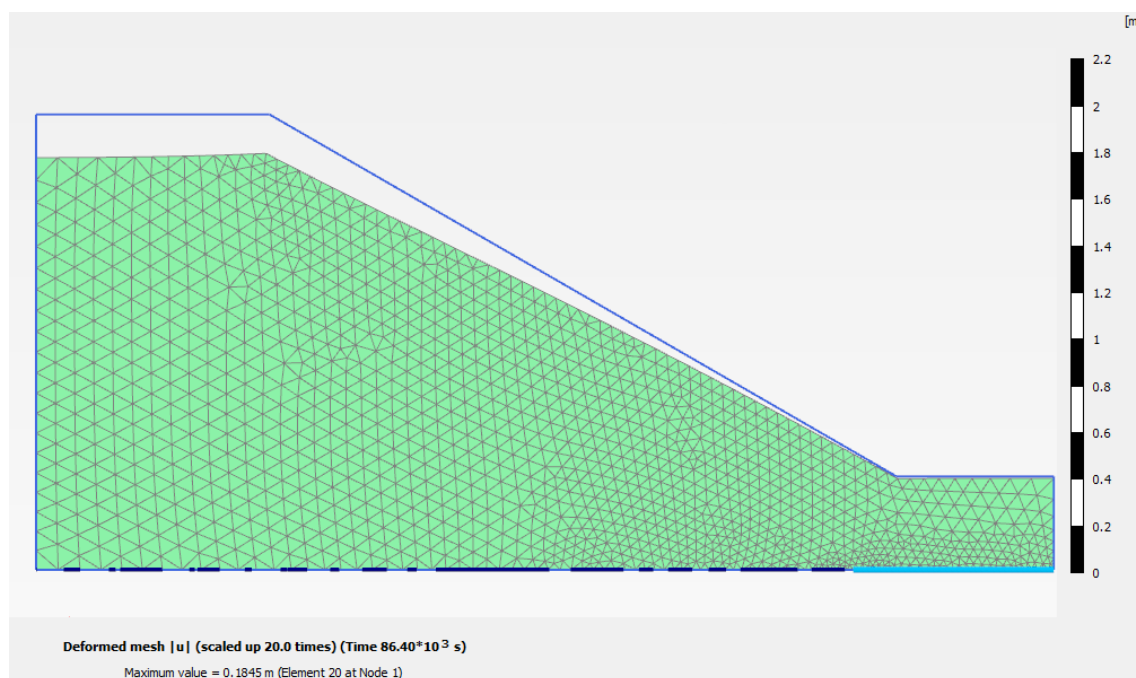
6

RESULTADOS DO MODELO
NUMÉRICO

6.1. FASE MOHR-COULOMB

6.1.1. DESLOCAMENTOS

Os deslocamentos da fase inicial *Mohr-Coulomb* são apresentados na Figura 56. É notável que grandes deslocamentos ocorrem na berma montante, enquanto a jusante quase não sofre deformações. Nota-se também que o nível freático, como previsto, encontra-se na base do solo, validando as escolhas para as condições de fluxo de percolação descritas em 5.2.3.

Figura 56 – Deslocamentos da fase *Mohr-Coulomb*

6.1.2. PONTOS DE PLASTIFICAÇÃO

Como se pode observar na Figura 57, não houve quaisquer pontos de plastificação para esta fase.

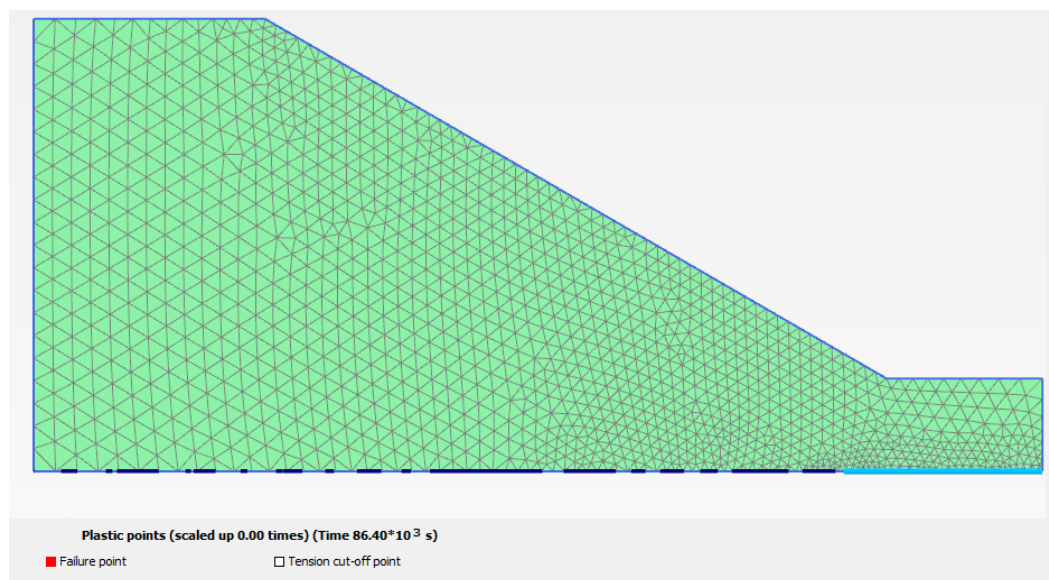


Figura 57 – Pontos de plastificação da fase *Mohr-Coulomb*

6.1.3. TENSÕES PRINCIPAIS EFETIVAS E TENSÕES CARTESIANAS

A Figura 58 representa a distribuição expectável das tensões principais efetivas médias, enquanto as Figuras 59 e 60 apresentam as tensões efetivas verticais e horizontais, respetivamente, da fase *Mohr-Coulomb*.

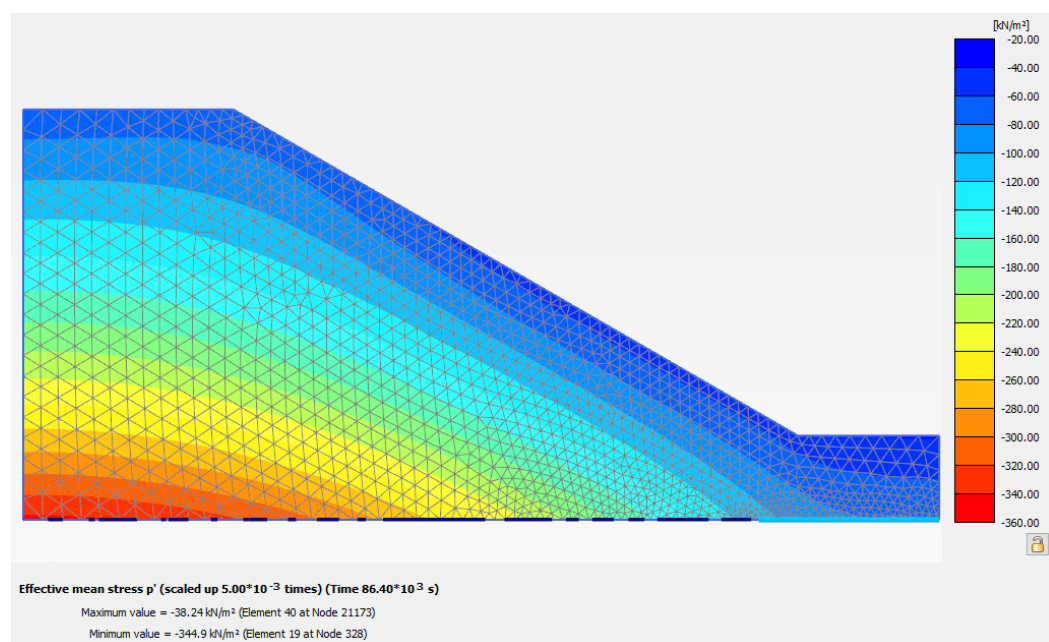
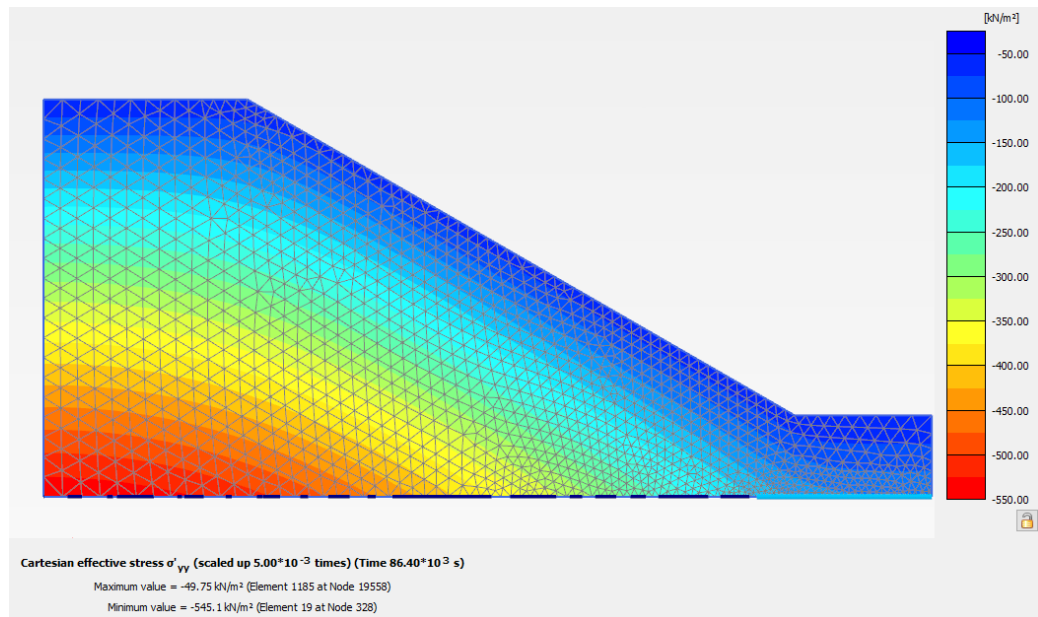
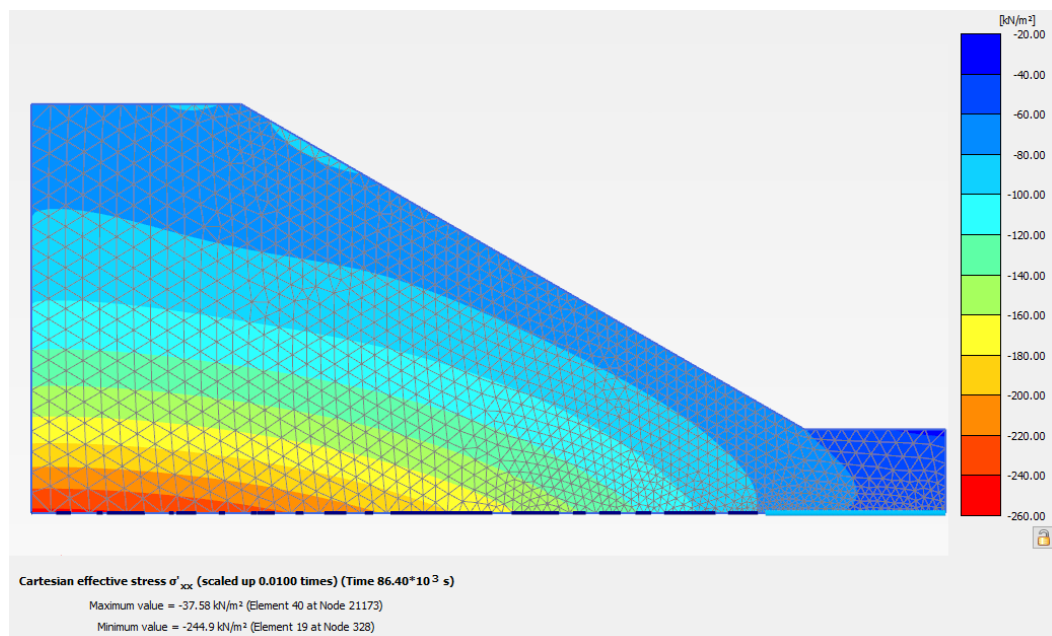


Figura 58 – Tensões principais efetivas médias da fase *Mohr-Coulomb*

Figura 59 – Tensões efetivas verticais da fase *Mohr-Coulomb*Figura 60 - Tensões efetivas horizontais da fase *Mohr-Coulomb*

6.1.4. PRESSÕES DA ÁGUA NOS POROS

A Figura 61 apresenta as pressões da água nos poros para a fase *Mohr-Coulomb*. Nota-se que, como esperado, as pressões de sucção têm o valor de aproximadamente 50 kPa nas fronteiras que estão em contato com o ar e estas pressões reduzem de forma aproximadamente linear com a profundidade do solo até atingirem zero na fronteira inferior. Desta forma, verifica-se que as condições de fronteira impostas estão de acordo com o previsto.

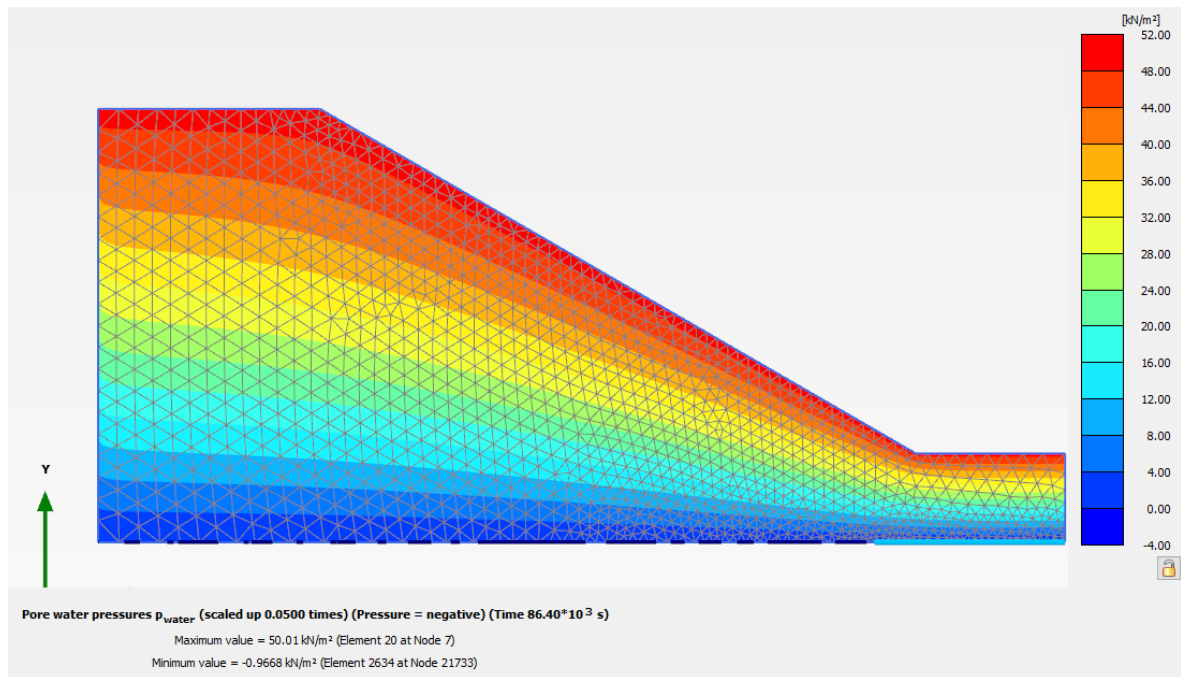


Figura 61 – Pressões da água nos poros da fase *Mohr-Coulomb*

6.1.5. DESLOCAMENTOS INCREMENTAIS

A Figura 62 apresenta os deslocamentos incrementais da fase *Mohr-Coulomb*.

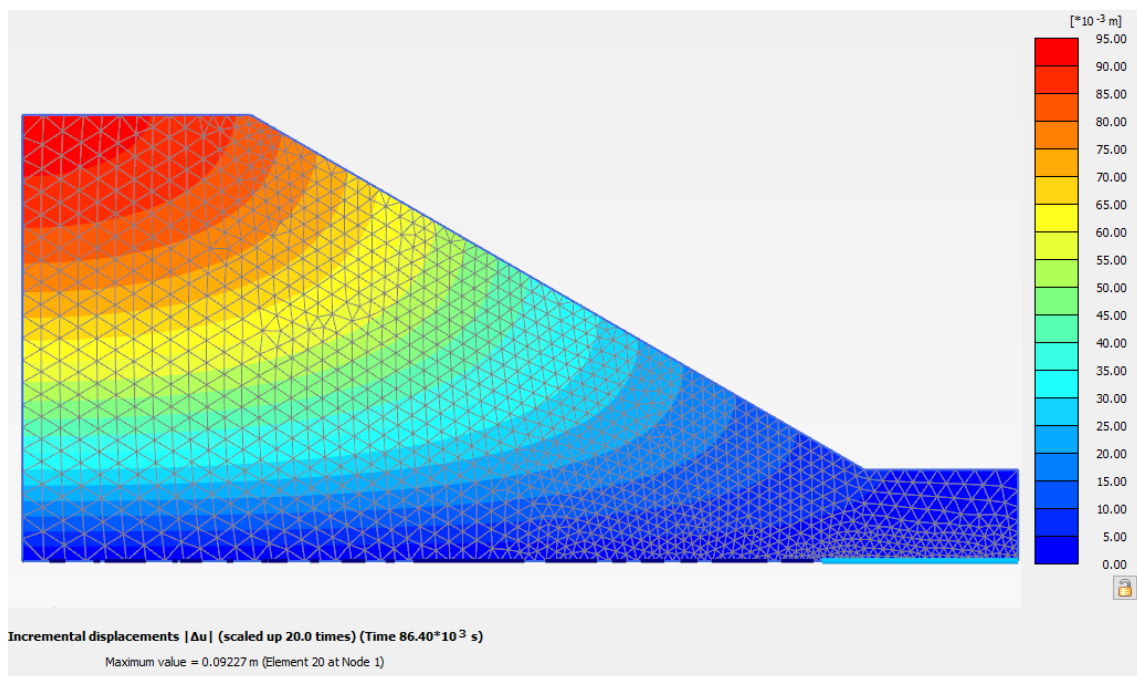


Figura 62 – Deslocamentos incrementais da fase *Mohr-Coulomb*

6.1.6. RESUMO

A Tabela 23 apresenta um resumo dos resultados obtidos pelos gráficos estudados para a fase *Mohr-Coulomb*.

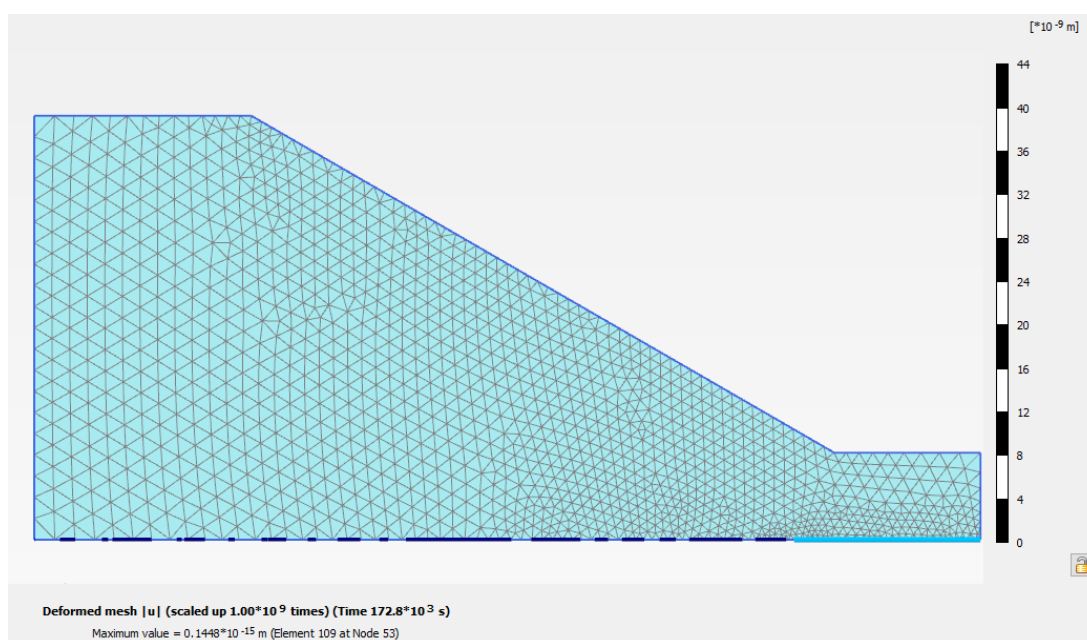
Tabela 23 – Resumo dos resultados obtidos na fase *Mohr-Coulomb*

Gráfico	Descrição
Deslocamentos	Valor máximo = 18.45 cm
Pontos em plastificação	Não houve plastificação
Tensões principais efetivas médias	Valor máximo = 344.9 kN/m ² (compressão)
Tensões efetivas verticais	Valor máximo = 545.1 kN/m ² (compressão)
Tensões efetivas horizontais	Valor máximo = 244.9 kN/m ² (compressão)
Pressões da água nos poros	Valor máximo (sucção) = 50.01 kN/m ²
	Valor máximo (pressão) = 0.97 kN/m ²
Deslocamentos incrementais	Valor máximo = 9.22 cm

6.2. FASE CASM – PLASTIC EQUILIBRIUM

6.2.1. DESLOCAMENTOS

Como se pode observar na Figura 63, os deslocamentos relativos entre as fases *Mohr-Coulomb* e *CASM – Plastic Equilibrium* não são significativos, indicando que a condição de equilíbrio deste modelo constitutivo foi atingida com facilidade, sem quaisquer alterações significativas do estado de tensão-deformação criado na fase inicial.

Figura 63 – Deslocamentos da fase *CASM – Plastic Equilibrium*

6.2.2. PONTOS DE PLASTIFICAÇÃO

Assim como a fase anterior, esta fase não apresentou quaisquer pontos de plastificação ou pontos de tensão negativa (tração), como pode ser observado na Figura 64.

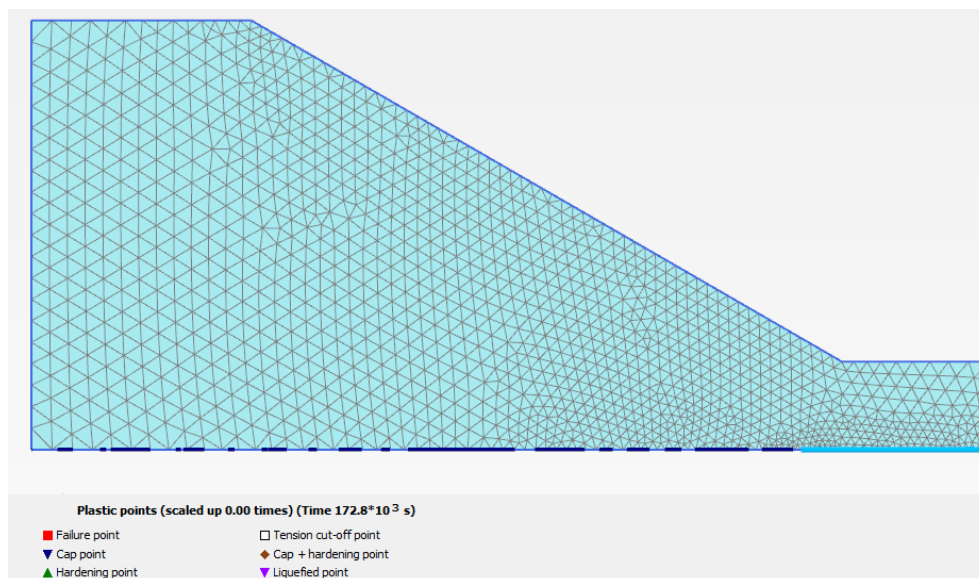


Figura 64 – Pontos de plastificação da fase CASM – *Plastic Equilibrium*

6.2.3. TENSÕES PRINCIPAIS EFETIVAS E TENSÕES CARTESIANAS

As tensões efetivas principais médias e as tensões efetivas verticais e horizontais não sofrem quaisquer mudanças relativamente à fase anterior, como se pode observar nos gráficos das Figuras 65, 66 e 67.

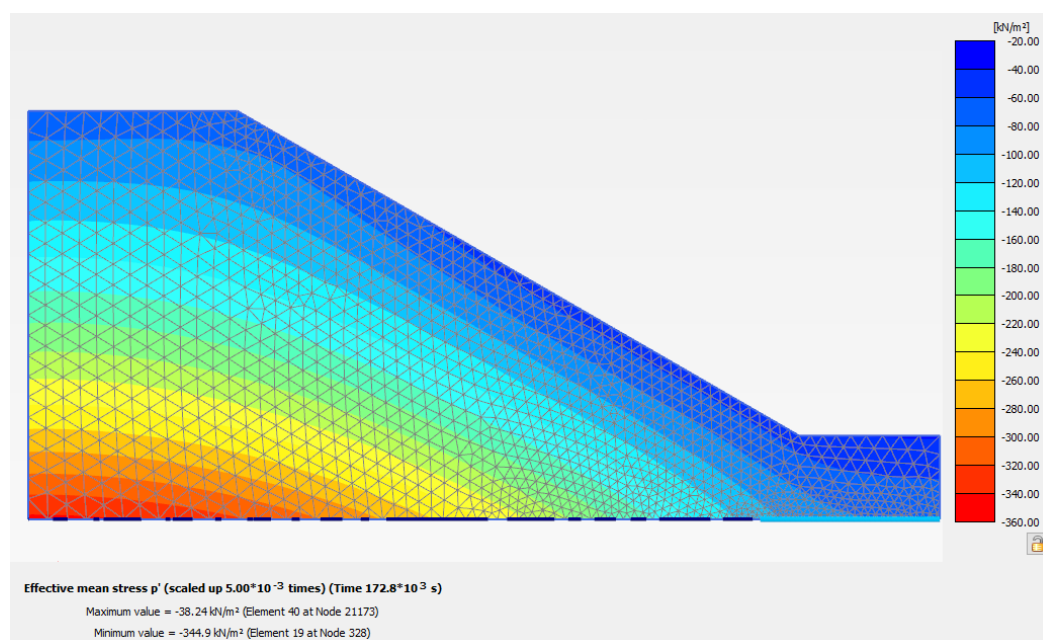
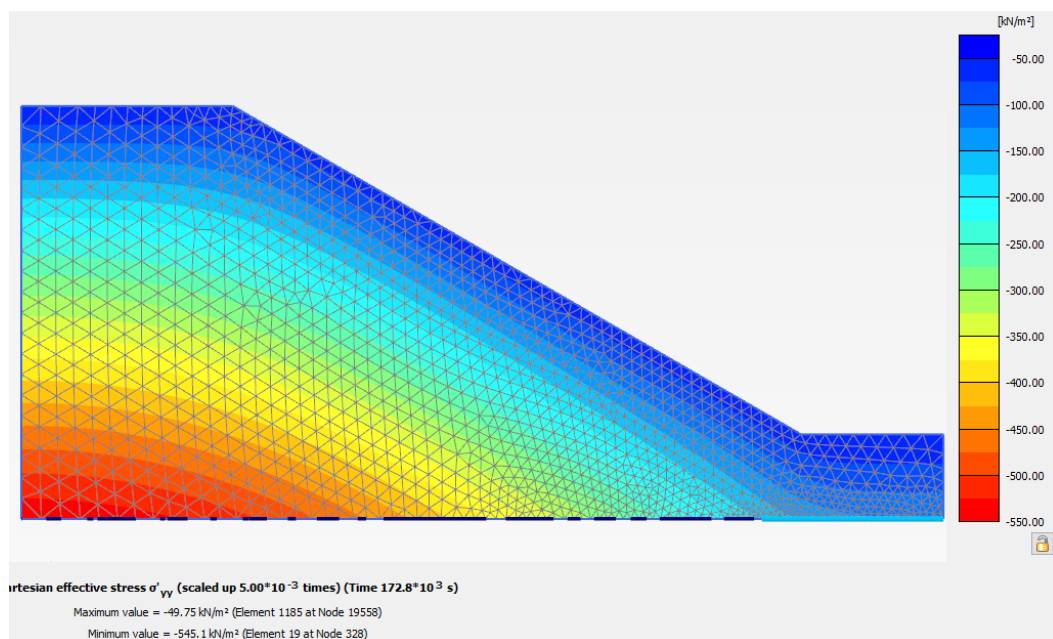
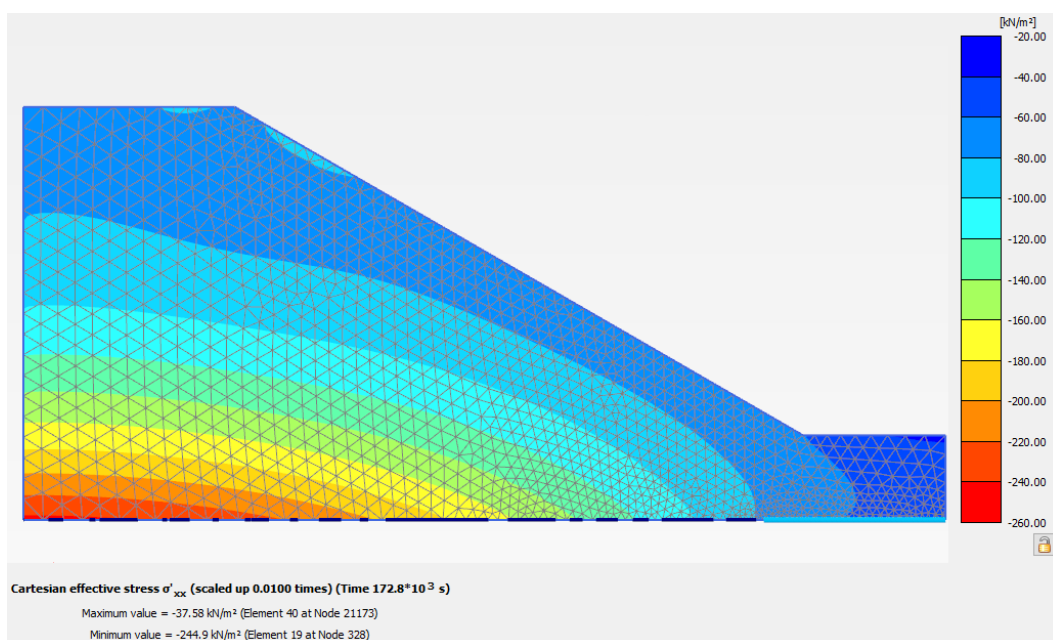


Figura 65 – Tensões principais efetivas médias da fase CASM – *Plastic Equilibrium*

Figura 66 – Tensões efetivas verticais da fase CASM – *Plastic Equilibrium*Figura 67 – Tensões efetivas horizontais da fase CASM – *Plastic Equilibrium*

6.2.4. PRESSÕES DA ÁGUA NOS POROS

Como as condições do nível da água não mudaram desde a fase anterior, as pressões da água nos poros também não se alteram, mantendo-se um gráfico semelhante ao da Figura 61, como se pode observar na Figura 68.

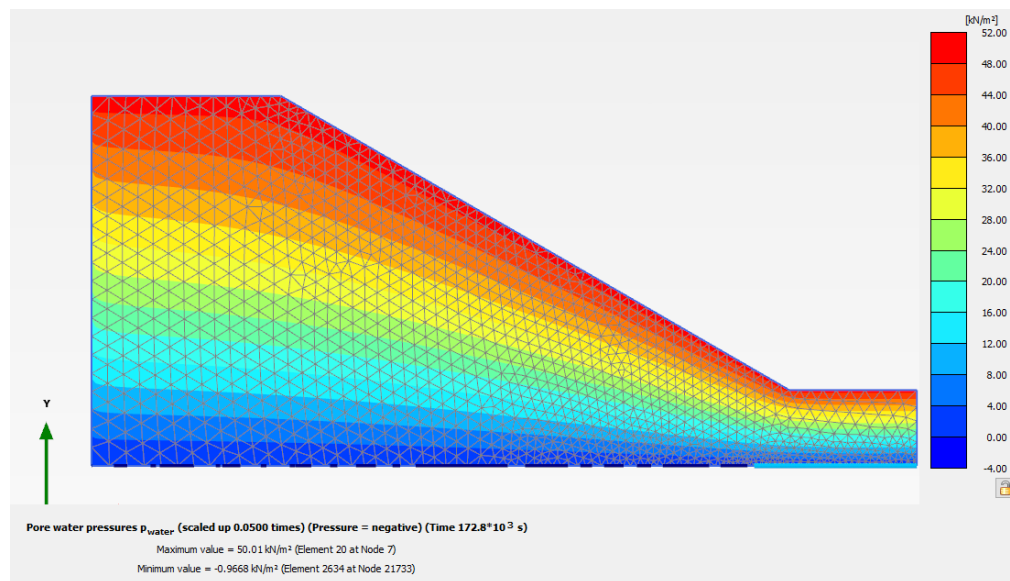


Figura 68 – Pressões da água nos poros da fase *CASM – Plastic Equilibrium*

6.2.5. DESLOCAMENTOS INCREMENTAIS

Como os deslocamentos são praticamente nulos em relação à fase *Mohr-Coulomb*, os deslocamentos incrementais também se mostram aproximadamente iguais a zero, como se pode observar na Figura 69.

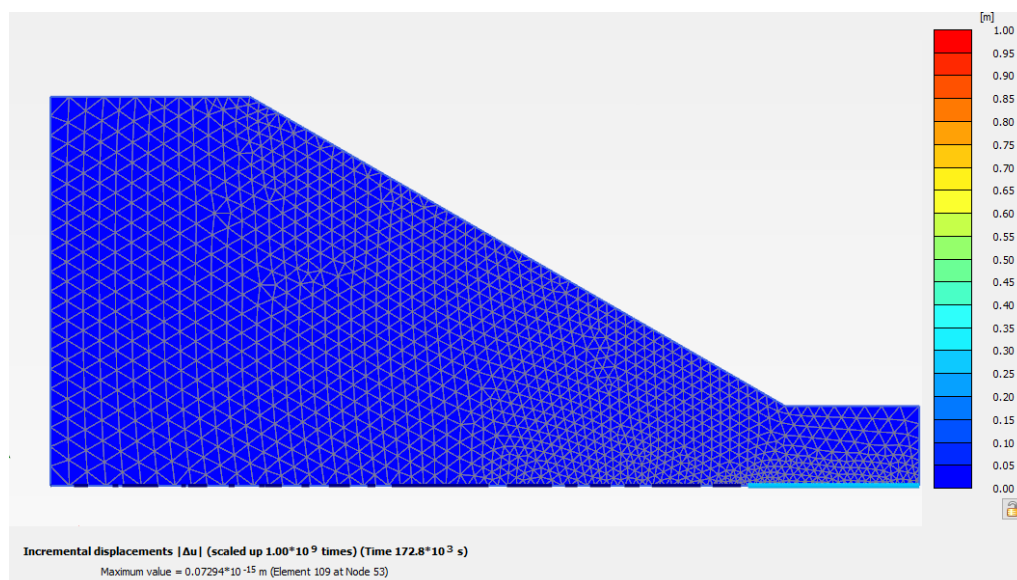


Figura 69 – Deslocamentos incrementais da fase *CASM – Plastic Equilibrium*

6.2.6. RESUMO

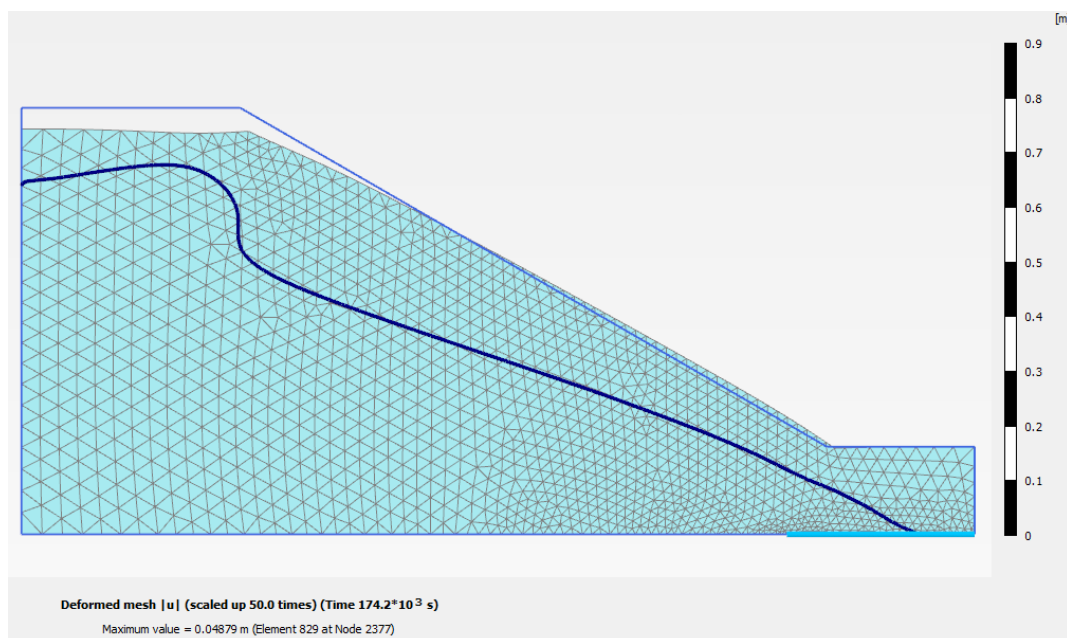
A tabela apresenta um resumo dos resultados obtidos dos gráficos para a fase *CASM – Plastic Equilibrium*. Estes resultados permitem concluir que sem água a estrutura é bastante estável apesar de ter uma inclinação próxima do ângulo de atrito a volume constante do material.

Tabela 24 – Resumo dos resultados obtidos na fase *CASM – Plastic Equilibrium*

Gráfico	Descrição
Deslocamentos	Valor máximo = 0,00 cm
Pontos em plastificação	Não houve plastificação
Tensões principais efetivas médias	Valor máximo = 344.9 kN/m ² (compressão)
Tensões efetivas verticais	Valor máximo = 545.1 kN/m ² (compressão)
Tensões efetivas horizontais	Valor máximo = 244.9 kN/m ² (compressão)
Pressões da água nos poros	Valor máximo (sucção) = 50.01 kN/m ²
	Valor máximo (pressão) = 0.97 kN/m ²
Deslocamentos incrementais	Valor máximo = 0.00 cm

6.3. FASE *CASM – FULLY COUPLED*

A fase *CASM – Fully Coupled* não chegou a um estado final de tensão-deformação, sofrendo rotura em aproximadamente 80% do cálculo, sendo capaz de realizar 21 passos do algoritmo nesta fase. Os resultados apresentados a seguir são os obtidos para o passo 20 do algoritmo, quando o nível freático está a aproximadamente 26.5 metros de altura, e o passo 13, quando o nível freático está a 15 metros de altura, com o objetivo de comparar estes dois estados de tensão-deformação durante a evolução do nível freático. O motivo pelo qual não foi escolhido o passo 21 é o surgimento de um nível freático não realista, como se pode observar na Figura 70.

Figura 70 – Deslocamentos e nível freático para o passo 21 da fase *CASM – Fully Coupled*

6.3.1. DESLOCAMENTOS

Os deslocamentos da fase *CASM – Fully Coupled* no passo 13 apresentavam um deslocamento relativo máximo de 0.45 cm em relação à fase anterior, como pode se observar na Figura 71. A Figura 72 apresenta estes deslocamentos para o passo 20, tendo um valor máximo de 2.91 cm. Nota-se também que o nível freático atinge uma forma aproximadamente elíptica se aproximando do talude, resultado que era esperado de acordo com os ensaios na centrífugadora. No passo 13 verifica-se que o dreno captura a água logo no início não deixando o nível freático avançar para o talude, enquanto no passo 20 o nível freático já está mais deslocado para a direita.

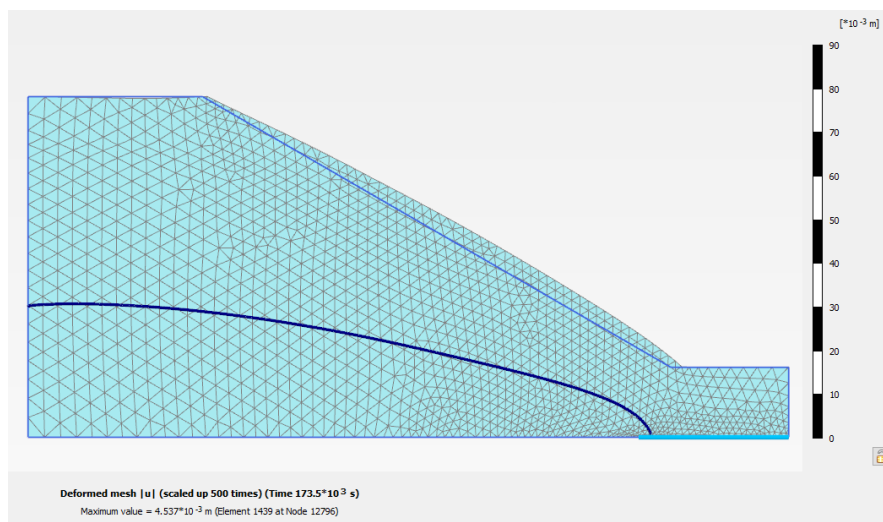


Figura 71 - Deslocamentos para o passo 13 da fase *CASM – Fully Coupled*

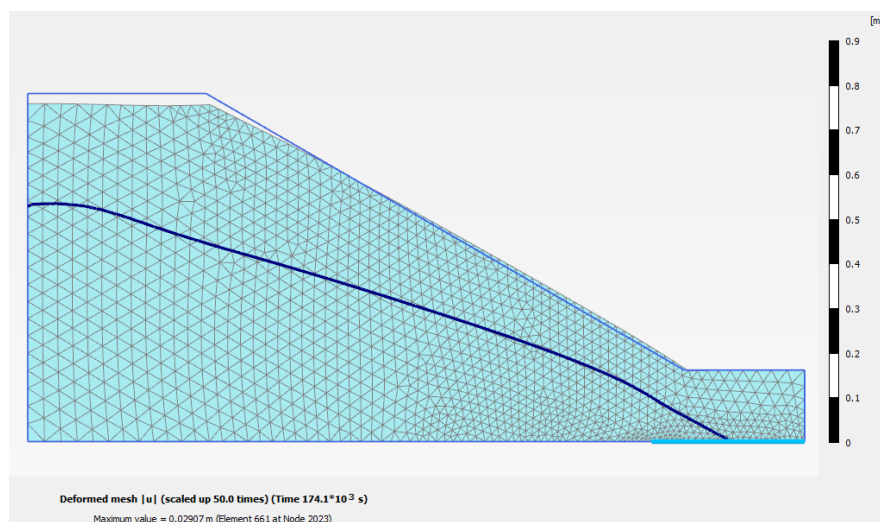


Figura 72 – Deslocamentos para o passo 20 da fase *CASM – Fully Coupled*

Ao comparar as Figuras 71 e 72, é possível notar que, durante a evolução do nível freático, o solo sofre deslocamento para cima devido à redução das tensões efetivas, e, quando o nível freático atinge uma cota mais elevada, o solo começa a deslocar-se para baixo com valores mais expressivos.

6.3.2. PONTOS DE PLASTIFICAÇÃO

Como se pode observar nas Figuras 73 e 74, no momento da rotura, quase todo o solo está plastificado, revelando grandes diferenças em relação à situação de equilíbrio da fase anterior. Nota-se também que há um aumento dos pontos de plastificação ao comparar os passos 13 e 20 do algoritmo. É importante salientar que os pontos em plastificação no CASM não têm o mesmo significado que no modelo Mohr-Coulomb. Enquanto num modelo elástico perfeitamente plástico como o Mohr-Coulomb, um ponto em plastificação significa que esse ponto está em rotura, num modelo como o CASM em que a superfície de cedência evolui, um ponto em plastificação só significa que o ponto atingiu a superfície de cedência e que esta pode expandir.

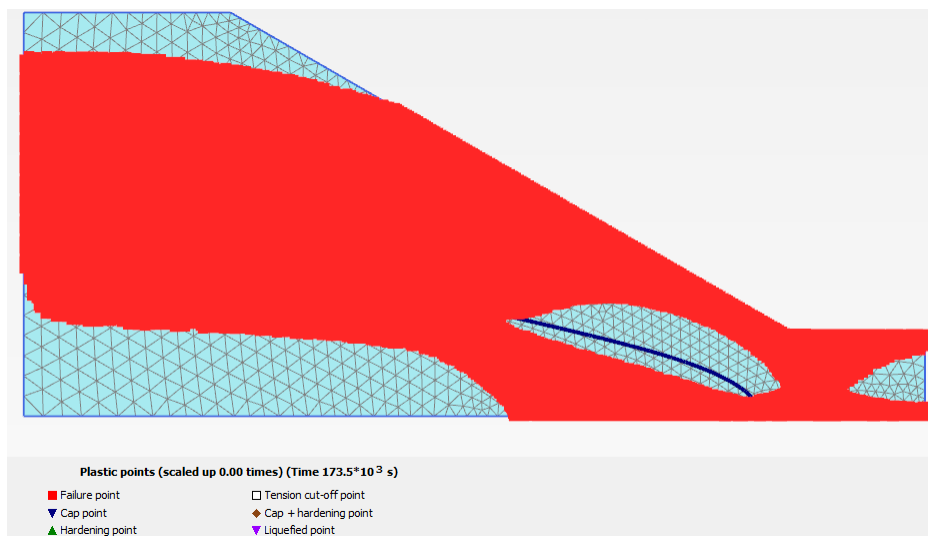


Figura 73 – Pontos de plastificação para o passo 13 da fase CASM – Fully Coupled

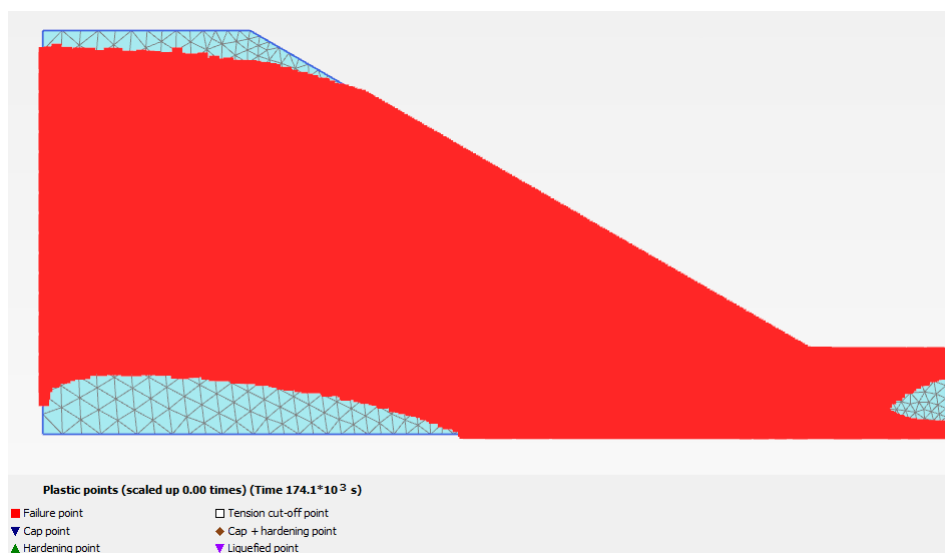


Figura 74 – Pontos de plastificação para o passo 20 da fase CASM – Fully Coupled

6.3.3. TENSÕES PRINCIPAIS EFETIVAS E TENSÕES CARTESIANAS

As tensões principais efetivas médias e as tensões efetivas verticais e horizontais são mostradas nas Figuras 75 a 80 e apresentam valores inferiores aos obtidos na fase anterior apresentando um decrescimento nos valores das tensões ao comparar os gráficos nos passos 13 e 20. Este decrescimento, devido à subida do nível freático, justifica os deslocamentos para cima obtidos no passo 13 (Figura 71).

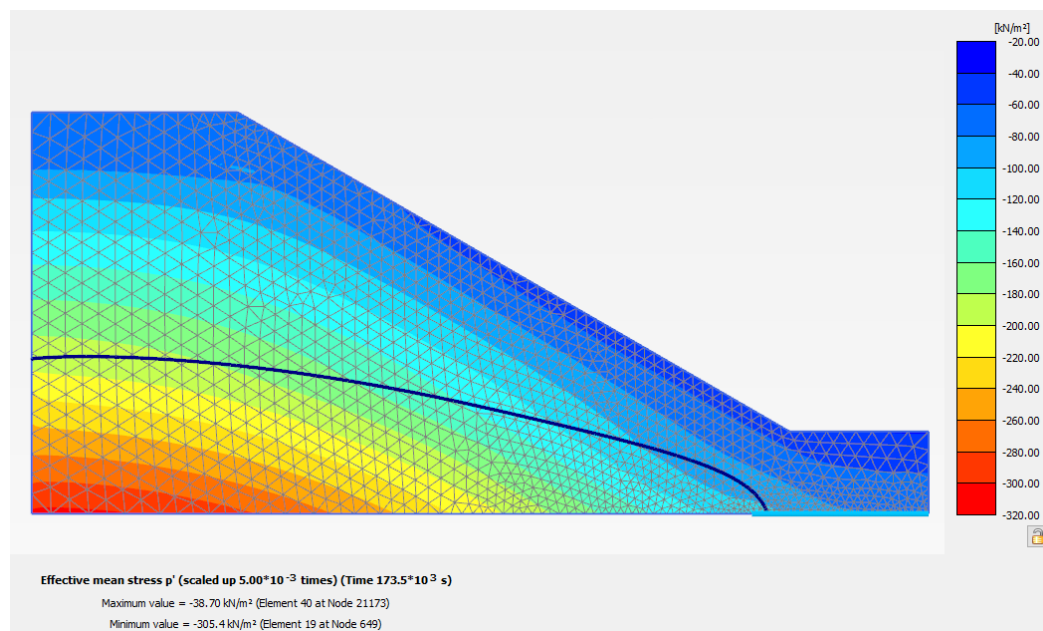


Figura 75 – Tensões efetivas principais médias para o passo 13 da fase *CASM – Fully Coupled*

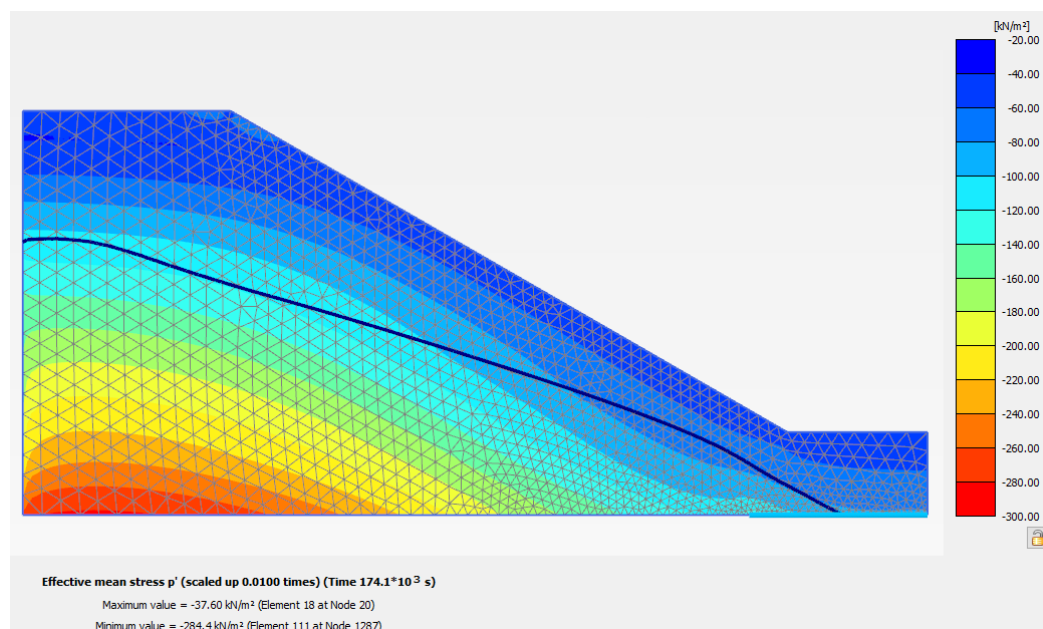


Figura 76 – Tensões efetivas principais médias para o passo 20 da fase *CASM – Fully Coupled*

Este mesmo efeito é notável ao comparar as tensões verticais e horizontais dos passos 13 e 20. Nos dois casos, os resultados evidenciam um decrescimento dos valores das tensões.

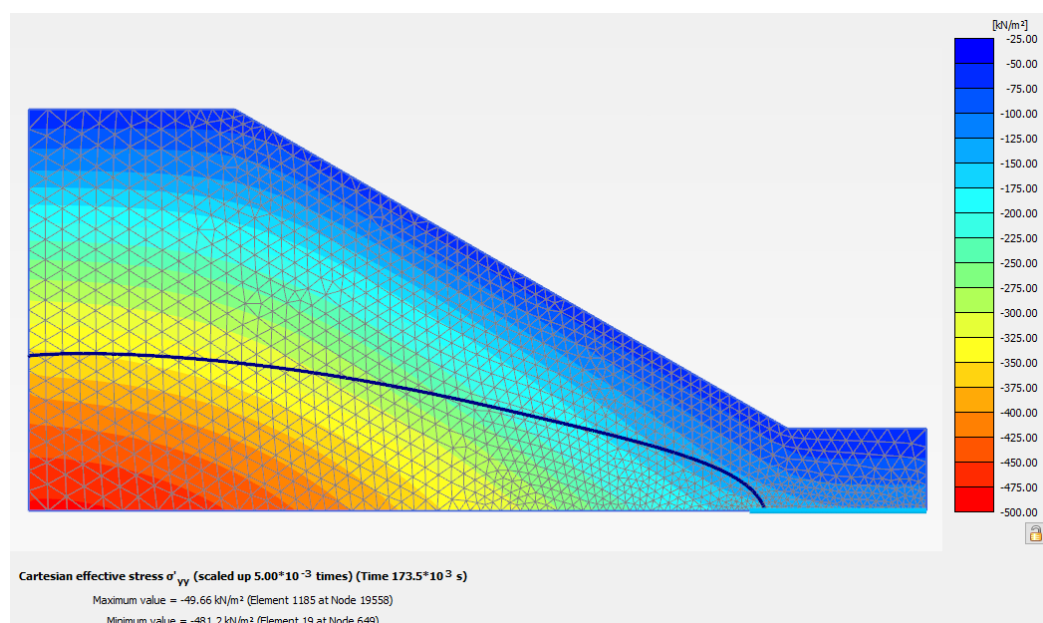


Figura 77 – Tensões efetivas verticais para o passo 13 da fase *CASM – Fully Coupled*

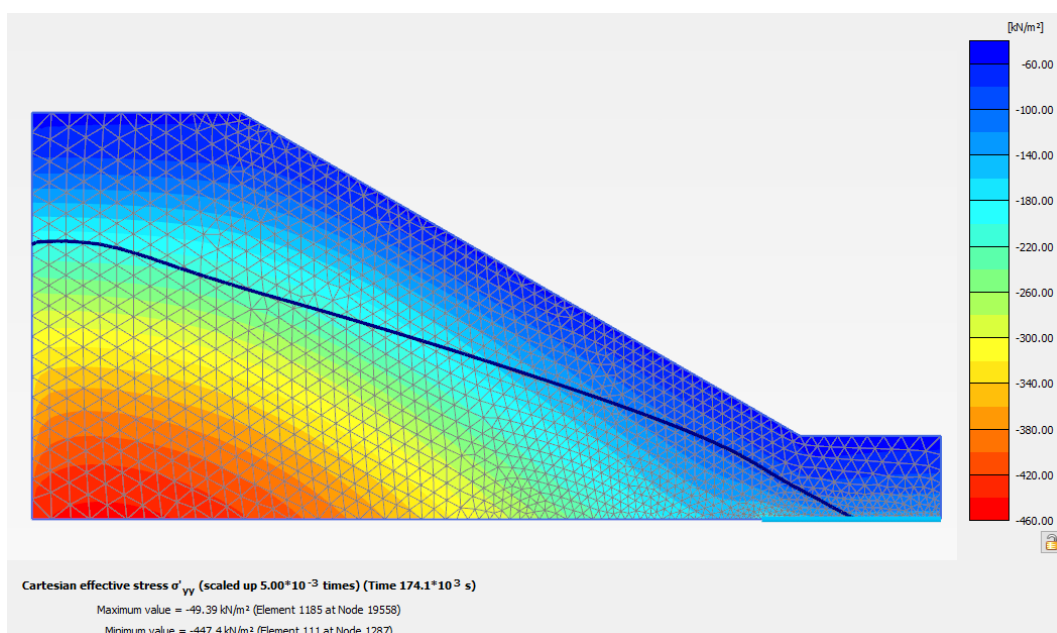


Figura 78 – Tensões efetivas verticais para o passo 20 da fase *CASM – Fully Coupled*

Nas Figuras 79 e 80, que mostram os deslocamentos horizontais, é mais notável o aparecimento de uma zona de baixas tensões na berma montante, bem distinta das tensões verticais.

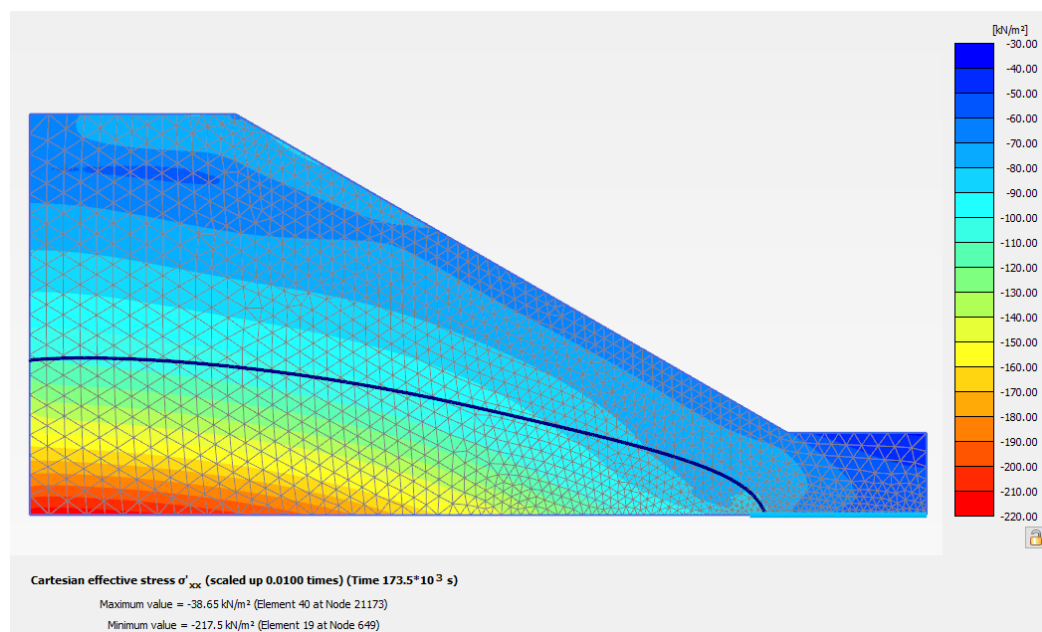


Figura 79 – Tensões efetivas horizontais para o passo 13 da fase CASM – Fully Coupled

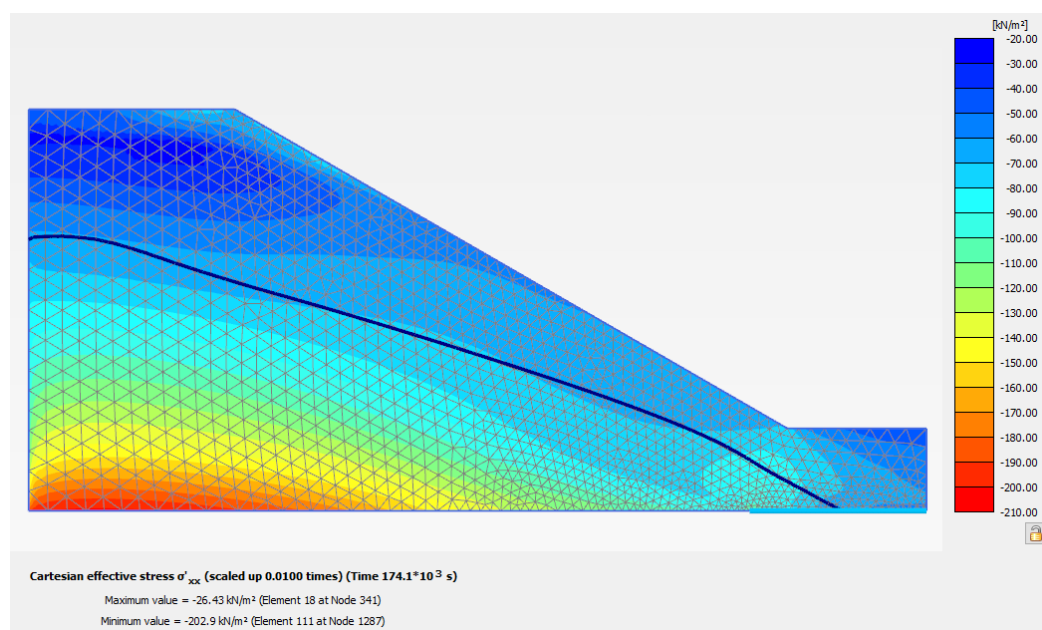


Figura 80 – Tensões efetivas horizontais para o passo 20 da fase CASM – Fully Coupled

6.3.4. PRESSÕES DA ÁGUA NOS POROS

Na figuras 80 e 81 são apresentadas as pressões da água nos poros para os passos 13 e 20 do algoritmo respetivamente. Os valores máximos da pressão crescem entre estes dois passos, como é esperado a partir da evolução do nível freático, mas também se observa o aparecimento de uma inconsistência, mais notória no gráfico do passo 20 (Figura 82), na zona da berma montante, próximo da fronteira superior.

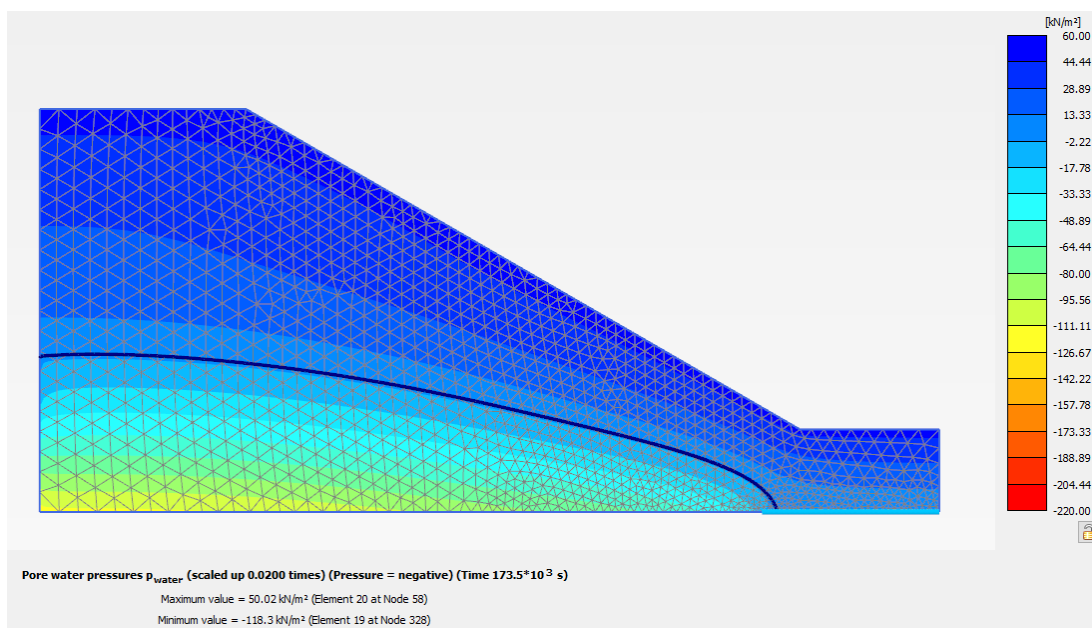


Figura 81 – Pressão nos poros para o passo 13 da fase CASM – Fully Coupled

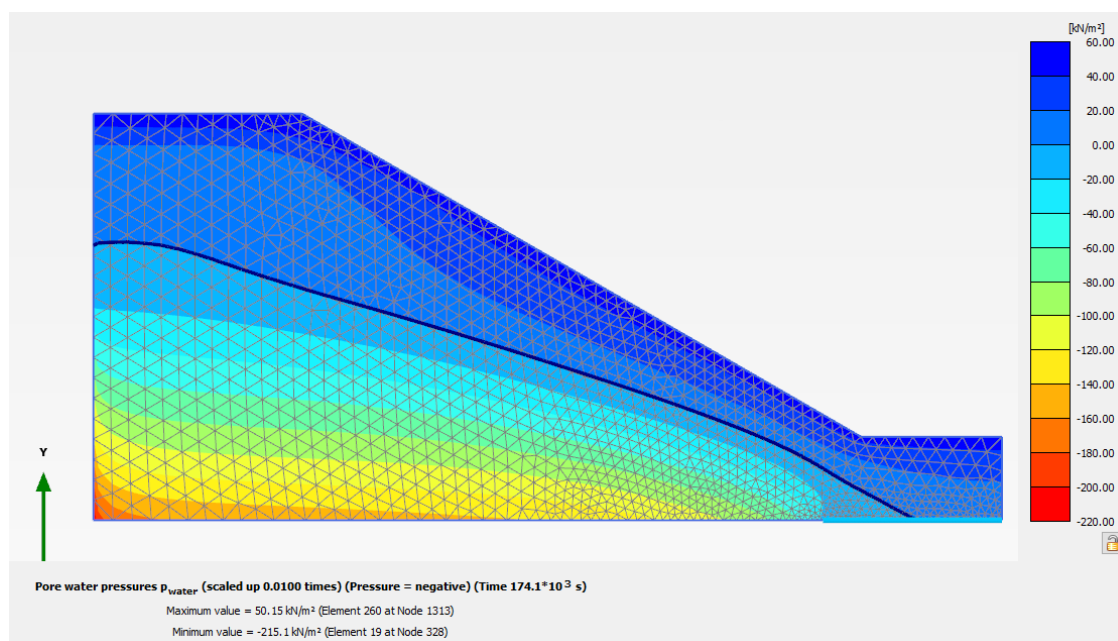


Figura 82 – Pressão nos poros para o passo 20 da fase CASM – Fully Coupled

6.3.5. EXCESSOS DE PRESSÃO DA ÁGUA NOS POROS

Outro gráfico de análise relevante dos resultados durante a fase CASM – Fully Coupled é o gráfico que mostra os excessos de pressão nos poros. As Figuras 83 e 84 mostram, respetivamente, os excessos de pressão para os passos 13 e 20 desta fase. Em ambas as imagens os excessos de pressão são mais elevados próximos da fronteira lateral esquerda do modelo numérico. Nota-se também que os excessos de pressão decrescem consideravelmente entre estes dois passos, apresentando valores máximos de 176.7 kN/m² para o passo 13 e 82.34 kN/m² para o passo 20.

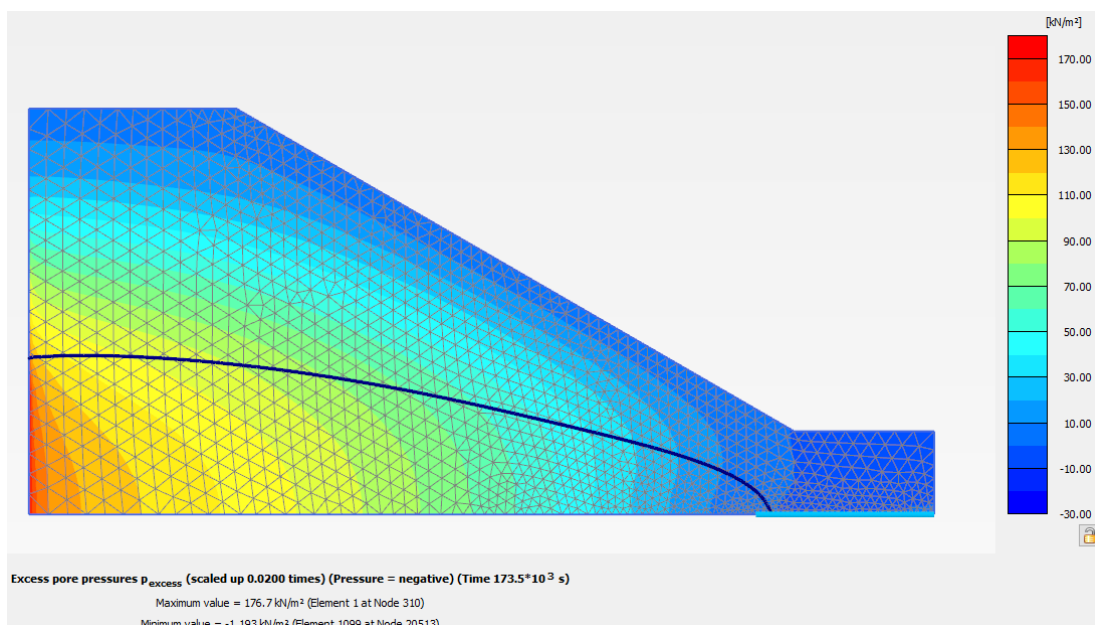


Figura 83 – Excesso de pressão nos poros para o passo 13 da fase CASM – Fully Coupled

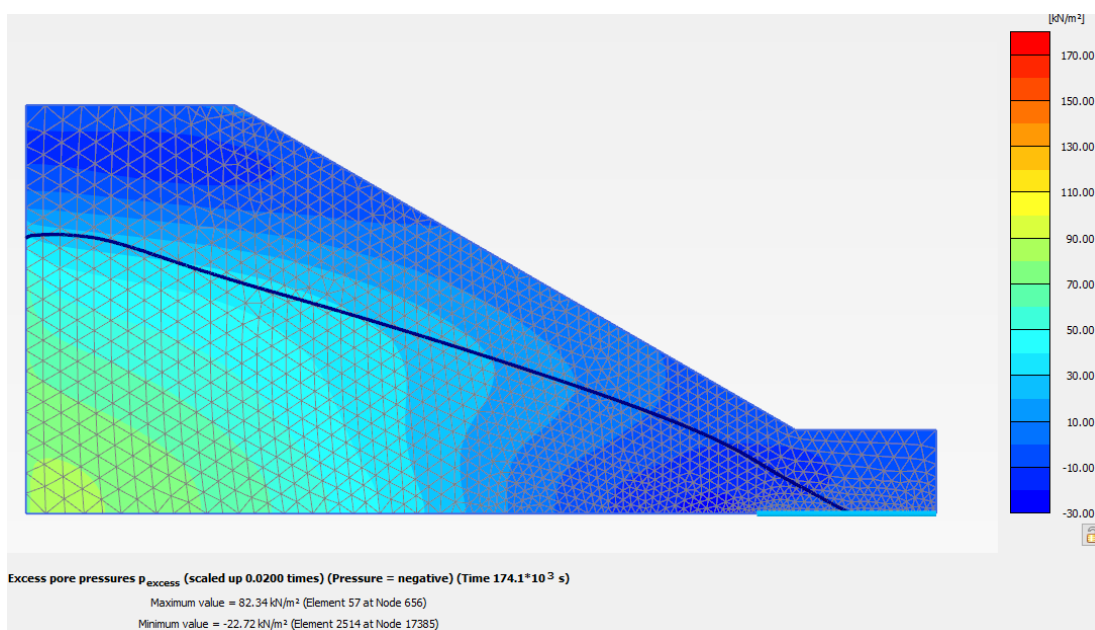


Figura 84 – Excesso de pressão nos poros para o passo 20 da fase CASM – Fully Coupled

Na Figura 84 também se nota o surgimento de zonas (uma na berma montante próximo da fronteira superior e outra na parte esquerda do dreno) em que o excesso de pressão nos poros é negativo, ou seja, há um decrescimento da pressão nos poros, como já pode ser observada na secção 6.3.4. Isto indica que nestas regiões há dilatância do solo para este passo do algoritmo

6.3.6. DESLOCAMENTOS INCREMENTAIS

As Figuras 85 e 86 apresentam os deslocamentos incrementais dos passos 13 e 20 da fase *CASM – Fully Coupled* respetivamente. Para o passo 13 nota-se deslocamentos maiores na zona do talude, enquanto para o passo 20 os deslocamentos maiores são na região da fronteira superior da berma montante. Nota-se também que os valores dos deslocamentos incrementais crescem significativamente entre estes dois passos do algoritmo.

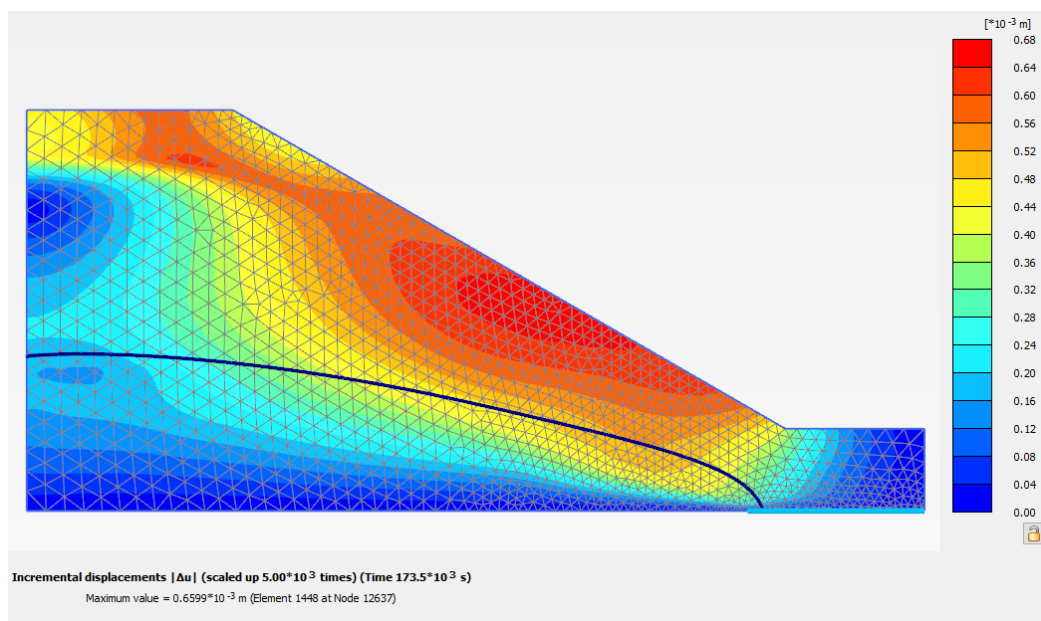


Figura 85 – Deslocamentos incrementais para o passo 13 da fase *CASM – Fully Coupled*

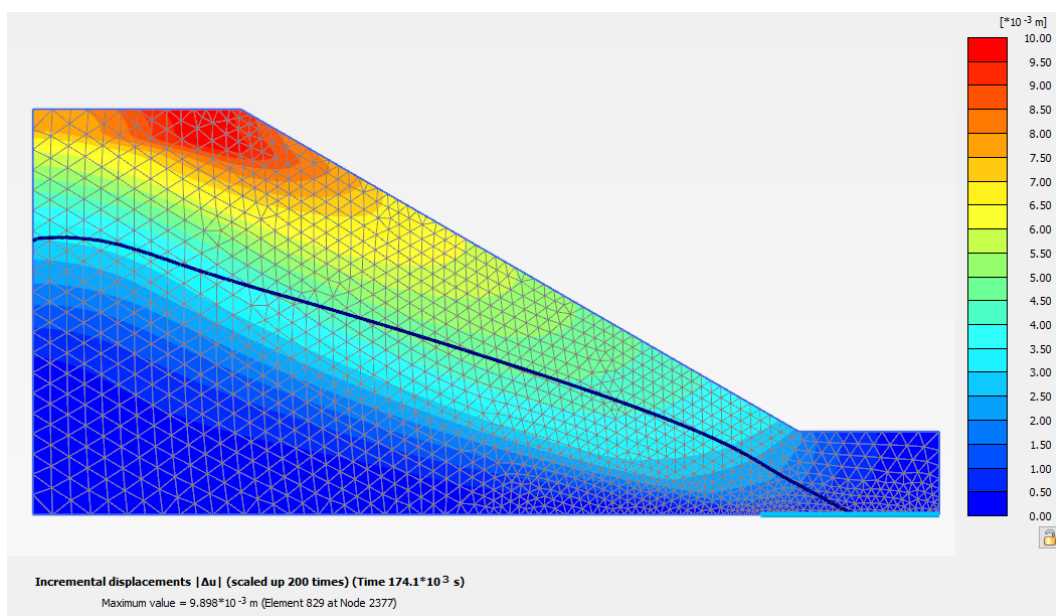


Figura 86 – Deslocamentos incrementais para o passo 20 da fase *CASM – Fully Coupled*

6.3.7. DEFORMAÇÕES DISTORCIONAIS

As Figuras 87 e 88 apresentam as deformações distorcionais dos passos 13 e 20 do algoritmo de cálculo da fase *CASM – Fully Coupled*. A análise deste gráfico é importante pois evidencia o surgimento de duas zonas de grande deformação, que apesar de já visíveis no gráfico do passo 13, são mais evidentes no gráfico do passo 20. Nota-se também um crescimento considerável do valor máximo das deformações, que ocorre próximo do lado esquerdo do dreno. Isto evidencia que pode estar a iniciar-se a falha que terá provocado a não convergência do programa na fase seguinte.

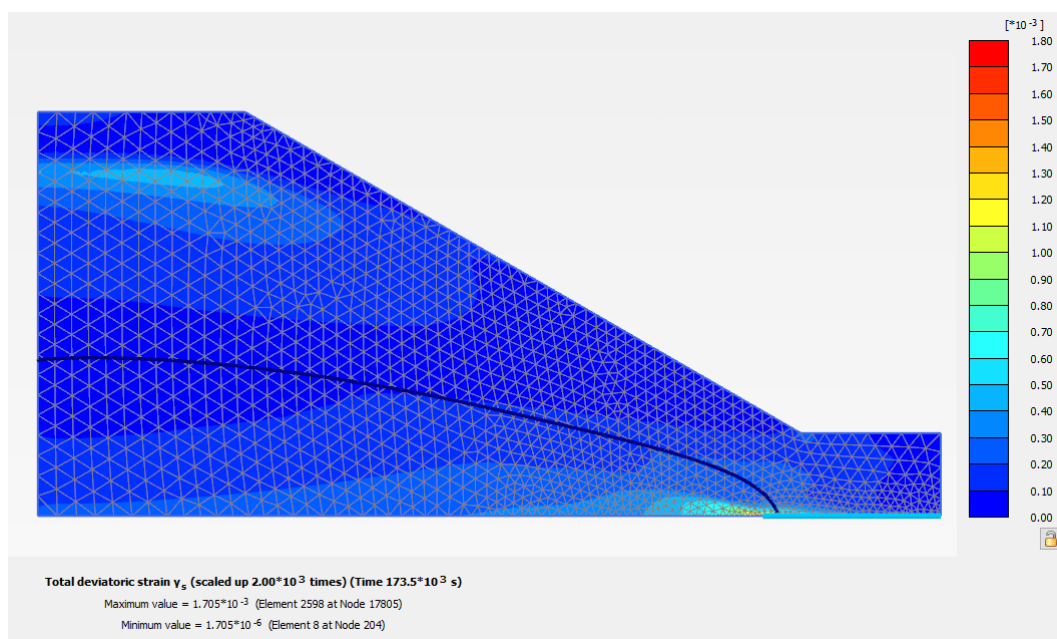


Figura 87 – Deformações distorcionais para o passo 13 da fase *CASM – Fully Coupled*

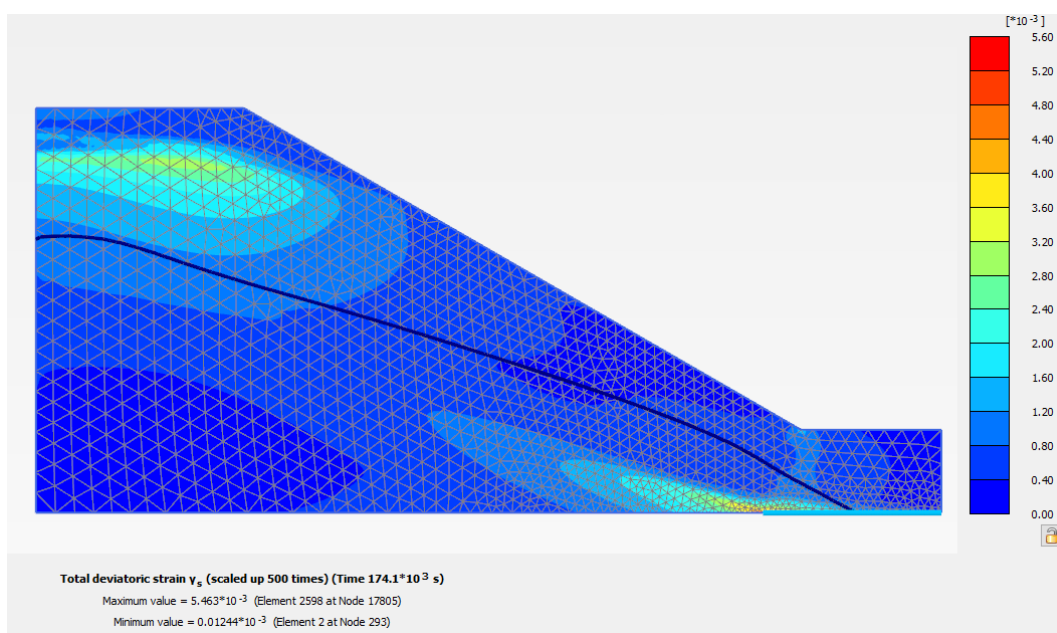


Figura 88 – Deformações distorcionais para o passo 20 da fase *CASM – Fully Coupled*

6.3.8. RESUMO

A Tabela 25 apresenta um resumo dos resultados obtidos para os passos 13 e 20 do algoritmo de cálculo da fase *CASM – Fully Coupled* para uma melhor comparação e análise da evolução dos gráficos entre estes dois passos do algoritmo.

Tabela 25 – Resumo dos resultados obtidos para passo 21 da fase *CASM – Fully Coupled*

Gráfico	Passo 13	Passo 20
Deslocamentos	0.45 cm	2.91 cm
Pontos em plastificação	Plastificação em todo o maciço	Plastificação em todo o maciço
Tensões principais efetivas médias	305.4 kN/m ² (compressão)	284.4 kN/m ² (compressão)
Tensões efetivas verticais	481.2 kN/m ² (compressão)	447.4 kN/m ² (compressão)
Tensões efetivas horizontais	217.5 kN/m ² (compressão)	202.9 kN/m ² (compressão)
Pressões da água nos poros	50.00 kN/m ² (sucção)	50.15 kN/m ² (sucção)
	118.3 kN/m ² (pressão)	215.1 kN/m ² (pressão)
Excessos de pressão da água nos poros	1.19 kN/m ² (sucção)	22.72 kN/m ² (sucção)
	176.7 kN/m ² (pressão)	82.34 kN/m ² (pressão)
Deslocamentos incrementais	0.66 cm	0.99 cm
Deformações distorcionais	0.17%	0.55%

6.3.9. ANÁLISE DE TENSÕES EM PONTOS DO MACIÇO

Baseado nos resultados obtidos para a fase *CASM – Fully Coupled*, escolheram-se seis pontos para avaliar-se a evolução das tensões e deformações ao longo dos passos do algoritmo (desde a fase inicial até o passo 21). Os pontos escolhidos estão representados na Figura 89.

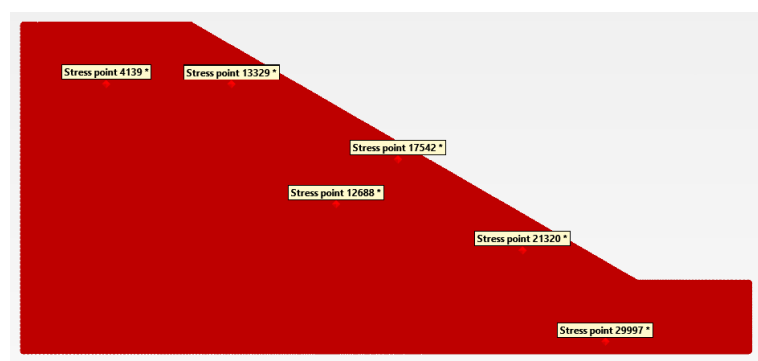


Figura 89 – Posição dos pontos escolhidos para análise

Como forma de facilitar a identificação dos pontos escolhidos nos gráficos apresentados, foram dados nomes aos pontos baseados em suas posições no modelo. Por exemplo, o ponto 4139 é o ponto no topo do modelo mais afastado do talude e recebe o nome de “topo afastado”, enquanto o ponto 21320 é o ponto na base do talude e recebe o nome “base talude”.

Inicialmente, estudaram-se as evoluções das trajetórias de tensão. A Figura 90 apresenta a evolução da tensão de corte (q) em função da tensão efetiva média (p') durante os 21 passos da fase *CASM – Fully Coupled*. É possível observar que todos os pontos têm trajetórias de tensões que se aproximam da linha do estado crítico, exceto o ponto 29997, que é o ponto mais próximo do dreno. A Figura 91 apresenta a evolução do excesso de pressão de água nos poros ao longo dos passos do algoritmo. É notável que há excessos de pressões negativas no último passo, revelando uma dilatância no solo para os pontos 29997 (Dreno), 4139 (Topo afastado) e 13329 (Topo próximo).

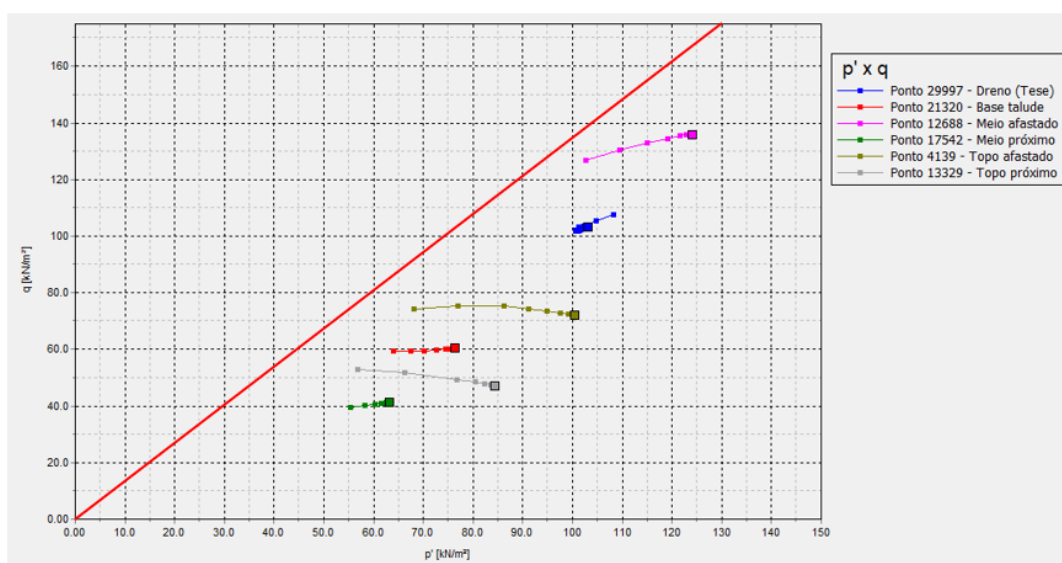


Figura 90 – Trajetórias de tensões e CSL para a fase *CASM – Fully Coupled*

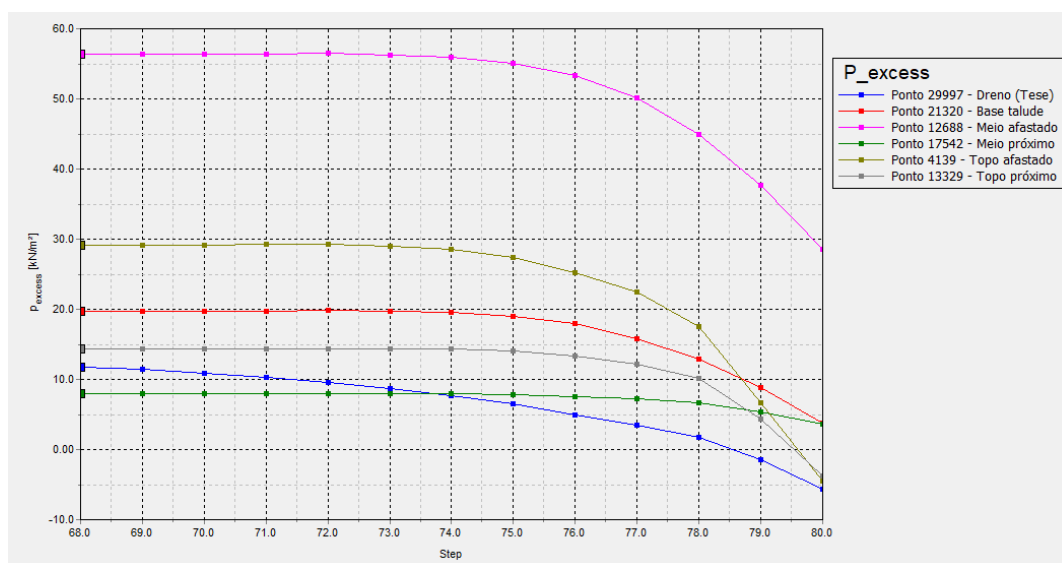


Figura 91 – Excessos de pressões ao longo dos passos da fase *CASM – Fully Coupled*

6.3.10. EFEITO DA REDUÇÃO DO TEMPO DE PERCOLAÇÃO

Com o objetivo de analisar os efeitos da variação do tempo de percolação, utilizou-se o mesmo modelo, mas mudou-se o tempo de percolação para 10 minutos (em vez dos 30 minutos usados anteriormente). A função utilizada nas condições de fronteira foi alterada para também variar ao longo de 10 minutos, acelerando o processo de elevação do nível freático. A Figura 92 mostra o nível freático e os deslocamentos para o novo tempo de percolação. Destes resultados concluiu-se que o tempo de percolação tem uma influencia muito significativa no desenvolvimento da linha freática e também na zona do modelo onde o fluxo se estabelece, com consequência na deformação do modelo. Enquanto o deslocamento máximo para um intervalo de tempo de 30 minutos no último passo válido do algoritmo era de 2.91 cm (Figura 72), o deslocamento máximo quando usado um intervalo de 10 minutos foi de apenas 0.39 cm. Além disto, notou-se também que a fase passava a ser calculada de forma completa sem falhas numéricas no algoritmo.

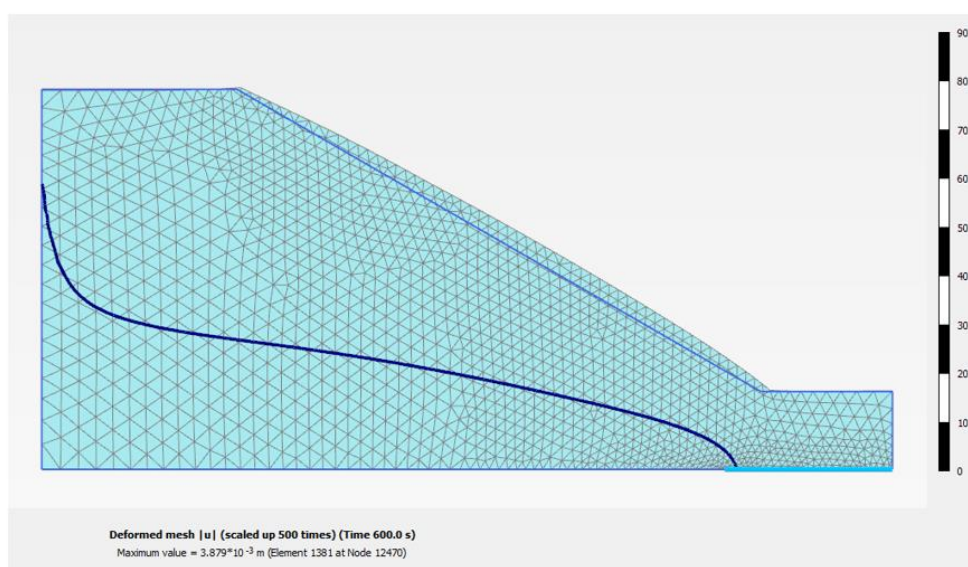


Figura 92 – Nível freático e deformada para a fase de fluxo acoplado com intervalo de tempo de 10 minutos

6.3.11. EFEITO DA VARIAÇÃO DA SUCÇÃO

Estudou-se também o efeito da redução da sucção para valores correspondentes a teores de água mais elevados (aumento da humidade). Os valores de sucção escolhidos para esta análise foram 15 e 20 kPa. A Figura 93 apresenta os deslocamentos e nível freático para os dois casos. Nestes dois casos, o cálculo foi interrompido ainda mais cedo, tendo o cálculo com sucção 15 kPa atingido 25.00% e, com 20 kPa, 31.67% e os deslocamentos máximos sendo, respetivamente, 1.15 cm e 1.96 cm. Verifica-se assim que, valores mais baixos de sucção criam erros numéricos nas zonas com menores tensões efetivas, pelo que os resultados com 50 kPa parecem mais satisfatórios.

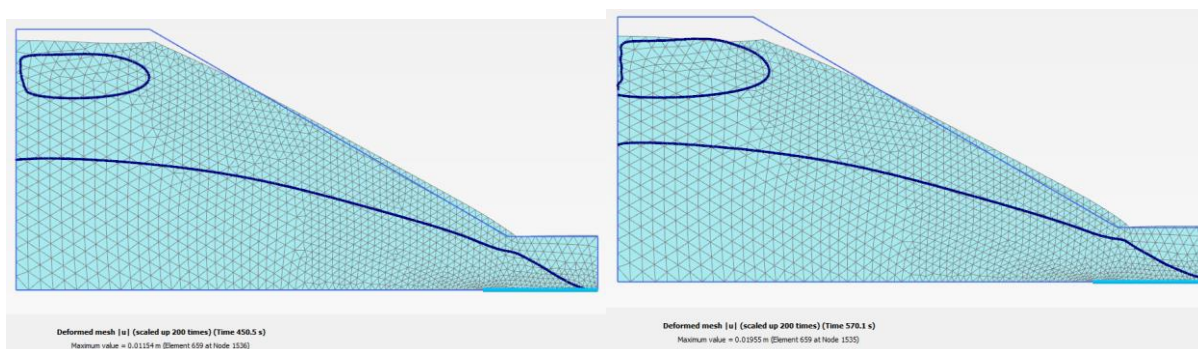


Figura 93 – Deformadas e níveis freáticos para os valores de sucção: (a) 15 kPa e (b) 20 kPa

6.4. COMPARAÇÃO RESULTADOS COM OUTROS MODELOS NUMÉRICOS

Santana (2022) e Menezes (2023) apresentam modelos numéricos semelhantes ao criado neste documento, utilizando os modelos constitutivos NorSand e Mohr-Coulomb.

O modelo de Santana (2022), utilizando o modelo constitutivo Mohr-Coulomb em análise plástica, apresentou, em condições drenadas e em regime permanente, a rotura do terreno com o nível freático a 27 metros de altura, tendo deslocamentos máximos de 5,61 cm. Já com o modelo NorSand, a estrutura colapsou com o nível freático a 33 metros com deslocamentos de 11,44 cm. Com fluxo acoplado, a estrutura colapsou com o nível freático a 25 metros.

O modelo de Menezes (2023), apesar de ser baseado num modelo físico diferente, possui um talude de inclinação semelhante (aproximadamente 30°) e altura relativamente parecida (35 metros de altura). Este modelo, tanto na análise plástica com o modelo Mohr-Coulomb quanto na análise com o modelo NorSand, apresentou rotura com o nível freático a 31.5 metros de altura nas condições drenadas e não drenadas.

Baseado nestes resultados, é possível concluir que a rotura e problemas numéricos quando o nível freático atingiu 26.5 metros da fase *CASM – Fully Coupled* é o resultado esperado para um modelo com esta geometria.

7

CONCLUSÃO**7.1. CONSIDERAÇÕES FINAIS**

Este trabalho teve como objetivo analisar o comportamento de um maciço de rejeito de ferro utilizando o modelo constitutivo CASM quando submetido à evolução do nível freático. A compreensão do funcionamento do algoritmo de cálculo deste relativamente recente modelo constitutivo é essencial para a estimativa e previsão de roturas de maciços terrosos.

Para se alcançar esta compreensão, foi feita uma caracterização das diferentes ferramentas de modelação numérica e justificativa da escolha dos métodos numéricos, que são utilizados pelo programa PLAXIS.

Em seguida, foram utilizados ensaios de laboratório para calibrar os parâmetros do CASM com o objetivo de se estudar um material com estas características em uma geometria de talude semelhante aos ensaios em modelo físico feito em centrífuga. Para isso foi desenvolvido um modelo numérico de um talude baseado nos ensaios em centrífugadora do Projeto SAFETY e analisado os resultados para a evolução do nível freático desde a base do modelo até uma cota de 30 metros. O modelo mostrou alguma instabilidade para níveis freáticos mais elevados, deixando de convergir quando o nível da água atingiu 26,5 m o que indica que possivelmente o talude deixaria de ser estável nessa situação. Esta conclusão indica que estes taludes aparentemente estáveis em situações não saturadas podem tornar-se instáveis durante a ocorrência de chuvas intensas, que originam situações de percolação no interior do talude.

A utilização da modelação numérica através do modelo constitutivo CASM no programa PLAXIS, apresentou-se realista, embora não permita a quantificação do fator de segurança global como no caso do modelo Mohr-Coulomb, pelo que a previsão de rotura tem de ser feita pela análise tensão-deformação do talude.

Os resultados mostram que o fluxo de percolação no solo pode causar instabilidade, como se pôde observar com as trajetórias de tensões de diversos pontos ao longo da geometria, que se aproximam da linha do estado crítico. Esta influência da percolação é evidenciada no estudo do efeito do tempo de percolação, que mostra que quando o nível freático não atinge níveis elevados no interior do maciço, o talude se mantém mais estável.

7.2. DESENVOLVIMENTOS FUTUROS

A modelação numérica realizada neste documento permitiu chegar a conclusões importantes para o desenvolvimento e aperfeiçoamento dos algoritmos e das formas de os calibrar, no entanto ainda há muitos fatores e parâmetros que precisam ser mais bem estudados, nomeadamente:

- A influência da permeabilidade do solo no estado de tensão-deformação do terreno com fluxo acoplado;
- Estudo de outras condições de fronteira para evitar a necessidade de impor uma sucção à superfície.
- Utilização de mais intervalos de tempo de elevação do nível freático nos deslocamentos e no estado final de tensão-deformação;
- O estudo da razão do aparecimento da região de extensões de corte elevadas na berma montante e na zona do dreno do solo estudado neste documento;
- A aplicação de bermas cimentadas na contenção de possíveis instabilidades em pilhas de rejeitos, através da utilização do modelo constitutivo CASM cimentado;

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Arroyo, M. e Gens, A. (2021). *Computational analyses of Dam I failure at the Córrego de Feijão mine in Brumadinho. Final Report from CIMNE to Vale S.A.* (disponível ao publico) <http://www.mpf.mp.br/mg/sala-de-imprensa/noticias-mg/desastre-da-vale-relatorio-elaborado-por-universidade-da-espanha-aponta-causas-do-rompimento-da-barragem-em-brumadinho-mg> baixado em 21/Mar/2023.
- Azevedo, A. (2003). *Método dos Elementos Finitos*. FEUP Edições, Porto.
- Besenzon, D. (2023). *Liquefaction of mine tailing storage facilities: A Combined Material and Numerical Analysis*. Projeto de Tese de Investigação de Doutorado em Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- Bolton, M. D. (1986). *The strength and dilatancy of sands*. Géotechnique 36, No. 1. 65-78
- PLAXIS (2023). *PLAXIS Material Models*. CONNECT Edition V20.02. Baixado em https://communities.bentley.com/cfs-file/_key/communityserver-wikis-components-files/00-00-00-05-58/0118.PLAXIS3DCE_2D00_V20.02_2D00_3_2D00_Material_2D00_Models.pdf em 03/Abr/2023.
- Mánica, M., Arroyo, M., Gens, A., Monforte, L. (2022). *Application of a critical state model to the Merriespruit tailings dam failure*. Proceedings of the Institution of Civil Engineers – Geotechnical Engineering, 175(2), 151-165 <https://doi.org/10.1680/jgeen.21.00001>
- Matos Fernandes, M. (2015). *Mecânica dos Solos. Introdução à Engenharia Geotécnica*. FEUP Edições, Porto. Volume 2.
- Menezes, B. (2023). *Estabilização de Pilhas de Rejeito Mineiros com Bermas Cimentadas*. Dissertação em Mestrado em Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- Rios (2011). *A General Framework for the Geomechanical Characterisation of Artificially Cemented Soil*. Dissertação de Doutoramento em Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- Roscoe, K. H., Schofield, A. N., Thurairajah, A. (1963). *Yielding of Clays in States Wetter than Critical* Géotechnique 13:3, 211-240
- Santana, M. F. (2022). *Análises Numéricas Acopladas em Tensão-Deformação de Empilhamentos de Rejeitos Liquidificáveis*. Dissertação em Mestrado em Engenharia Civil, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto.
- Yu, H.S. (1998). *CASM: A unified state parameter model for clay and sand*. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 22, 621–653.