

UNIVERSIDADE FEDERAL DO PARANÁ

JORDANA FURMAN

**ESTUDO COMPARATIVO ENTRE ABORDAGEM CLÁSSICA E A TEORIA
DOS SOLOS NÃO SATURADOS NO FLUXO E ESTABILIDADE DE UMA
BARRAGEM DE TERRA**

CURITIBA – PR

2016

JORDANA FURMAN

**ESTUDO COMPARATIVO ENTRE ABORDAGEM CLÁSSICA E A TEORIA
DOS SOLOS NÃO SATURADOS NO FLUXO E ESTABILIDADE DE UMA
BARRAGEM DE TERRA**

Trabalho de conclusão de curso apresentado à disciplina Trabalho Final de Curso requisito parcial à conclusão do Curso de Engenharia Civil, Setor de Tecnologia, da Universidade Federal do Paraná.

Orientador: Prof. Dr. Sidnei H. C. Teixeira.
Coorientador: M. Sc. José Henrique F. Pretto.

CURITIBA – PR

2016

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, por todas as conquistas.

Aos meus pais e familiares, que sempre me compreenderam e incentivaram nos momentos que precisei.

Ao meu orientador, Dr. Sidnei Helder Cardoso Teixeira, e ao meu coorientador, M. Sc. José Henrique Ferronato Pretto, pelo apoio, pelos conhecimentos transmitidos e pela orientação neste trabalho.

Aos engenheiros dos Institutos Lactec, Rodrigo Moraes da Silveira e Marcelo Buras, pelas oportunidades e por terem acreditado em minha capacitação. Agradeço também a toda a equipe do Laboratório de Geotecnia dos Institutos Lactec (técnicos, estagiários e bolsistas) pelo companheirismo durante o desenvolvimento deste trabalho e, principalmente, pela amizade construída.

Aos meus professores, por todos os ensinamentos transmitidos, os quais foram fundamentais para minha formação. Especialmente ao professor Dr. Vítor Pereira Faro, pelo apoio e pela disponibilidade de participar da banca avaliadora.

Aos membros do Grupo de Estudos em Geotecnia da UFPR, composto por alunos da graduação e pós-graduação, pela parceria e motivação.

A todos os meus amigos e colegas, pela ajuda e por tornarem os dias mais divertidos e descontraídos.

RESUMO

Este trabalho apresenta as análises de fluxo e estabilidade de uma barragem de terra, comparando os resultados apresentados pela abordagem clássica e pela teoria dos solos não saturados. Uma das características dos solos não saturados consiste no acréscimo das tensões internas devido ao fenômeno da sucção. Muitos estudos utilizam apenas os conceitos da mecânica dos solos clássica, não considerando o comportamento dos solos não saturados. Para a determinação das propriedades geotécnicas dos materiais que constituem a barragem foram realizados ensaios laboratoriais de caracterização, permeabilidade e resistência ao cisalhamento. Também foram realizados ensaios para determinação da curva característica do solo através do método do papel filtro. A partir dos resultados dos ensaios geotécnicos foram feitas análises de fluxo e estabilidade com o auxílio do software desenvolvido pela GEO-SLOPE. As análises resultaram em fatores de segurança aceitáveis e foi constatado um aumento no fator de segurança quando considerado o efeito da sucção nas análises de estabilidade.

Palavras-Chave: Barragem. Solos não saturados. Sucção. Fator de segurança.

ABSTRACT

The following research presents the analysis of flow and stability of an embankment dam, comparing the results between the classic approach and the theory of the unsaturated soils. Unsaturated soils are characterized by the increase of internal stress due to suction. Many studies use only the concepts of classical soil mechanics, not considering the behavior of unsaturated soils. In order to determine the geotechnical properties of the materials that constitute the dam, laboratory characterization, permeability and shear strength tests were performed. Furthermore, tests were also carried out to determine the soil characteristic curve through the filter paper method. From the results of the geotechnical tests, flow and stability analyzes were performed with the aid of a software developed by GEO-SLOPE. The results showed acceptable safety factors and an increase in them when taking into account the effect of suction on stability analyzes.

Keywords: Dam. Unsaturated soils. Suction. Safety factor.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

FIGURA 1 - TIPOS DE BARRAGEM DE ENROCAMENTO.	12
FIGURA 2 - TIPOS DE BARRAGEM DE TERRA.	12
FIGURA 3 - REPRESENTAÇÃO CRITÉRIO DE RUPTURA DE COULOMB. .	17
FIGURA 4 - (a) ENVOLTÓRIA DE MOHR; (b) CRITÉRIO DE RUPTURA DE MOHR-COULOMB.	18
FIGURA 5 - (a) ESQUEMA DA CÂMARA DO ENSAIO TRIAXIAL; (b) ENVOLTÓRIA DE RESISTÊNCIA OBTIDA COM RESULTADOS DE ENSAIOS TRIAXIAIS.	19
FIGURA 6 - ESQUEMA DE PERMEÂMETRO.	22
FIGURA 7 - ESQUEMA DE PERMEÂMETRO DE CARGA VARIÁVEL.	23
FIGURA 8 - CARGAS EM PERMEÂMETRO.	24
FIGURA 9 - EXEMPLO DE REDE DE FLUXO EM BARRAGEM DE TERRA. .	26
FIGURA 10 - PERFIL DE PRESSÃO NO SOLO.	27
FIGURA 11 - ASCENSÃO CAPILAR NO MENISCO E DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÃO.	29
FIGURA 12 - CURVAS CARACTERÍSTICAS TÍPICAS.	30
FIGURA 13 - CURVA CARACTERÍSTICA: PROCESSO DE SECAGEM E UMEDECIMENTO.	31
FIGURA 14 - ESFORÇOS NA FATIA PELO MÉTODO DE SPENCER.	42
FIGURA 15 - FORÇAS APLICADAS EM CADA FATIA DO MÉTODO DE MORGENSTERN & PRICE.	43
FIGURA 16 - GEOMETRIA DO MÉTODO DE JANBU SIMPLIFICADO.	45
FIGURA 17 - FORÇAS ATUANTES NA FATIA PELO MÉTODO DE BISHOP SIMPLIFICADO.	46
FIGURA 18 - CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO TÍPICA DA BARRAGEM.	49
FIGURA 19 - CARACTERÍSTICAS DA SEÇÃO EM ESTUDO DA BARRAGEM DE TERRA.	50
FIGURA 20 - TIPOS DE FLUXOS DO SOLO PARA O PAPEL FILTRO.	53
FIGURA 21 - MALHA DE ELEMENTOS FINITOS.	58
FIGURA 22 - CONDIÇÃO DE CONTORNO PARA A FASE DE FINAL DE CONSTRUÇÃO.	59

FIGURA 23 - CONDIÇÕES DE CONTORNO PARA A FASE DE OPERAÇÃO NORMAL.....	59
FIGURA 24 - CURVA CARACTERÍTICA DE RETENÇÃO DE ÁGUA DO SOLO 1C.....	62
FIGURA 25 - CURVA DE CONDUTIVIDADE HIDRÁULICA NÃO SATURADA DO SOLO 1C	63
FIGURA 26 - DISTRIBUIÇÃO DE POROPRESSÕES NA FASE DE FINAL DE CONSTRUÇÃO.....	64
FIGURA 27 – DISTRIBUIÇÃO DE POROPRESSÕES - SOLO SATURADO ..	65
FIGURA 28 - DISTRIBUIÇÃO DE POROPRESSÕES - SOLO NÃO SATURADO	65
FIGURA 29 - REDE DE FLUXO PELO MACIÇO DA BARRAGEM.....	66
FIGURA 30 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE DE MONTANTE DESCONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO.....	68
FIGURA 31 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE DE MONTANTE CONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO	68
FIGURA 32 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE DE JUSANTE DESCONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO.....	68
FIGURA 33 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE DE JUSANTE CONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO	69
FIGURA 34 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DESCONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO.....	69
FIGURA 35 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE CONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO.....	70
FIGURA 36 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE MONTANTE DESCONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO.....	71
FIGURA 37 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE MONTANTE CONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO	71

LISTA DE TABELAS

TABELA 1 - NÍVEL DE SEGURANÇA DESEJADO CONTRA A PERDA DE VIDAS HUMANAS.....	13
TABELA 2 - NÍVEL DE SEGURANÇA DESEJADO CONTRA DANOS MATERIAIS E AMBIENTAIS.....	14
TABELA 3 - FATORES DE SEGURANÇA MÍNIMO PARA DESLIZAMENTO.	14
TABELA 4 - CLASSIFICAÇÃO DA CONSEQUÊNCIA DE RUPTURA DE BARRAGENS.....	15
TABELA 5 – AVALIAÇÃO ESTÁTICA DO COEFICIENTE DE SEGURANÇA.	15
TABELA 6 - PARÂMETROS E ENSAIOS EM SOLO SATURADO.....	20
TABELA 7 - VALORES TÍPICOS DE COEFICIENTE DE PERMEABILIDADE.	24
TABELA 8 – RELAÇÕES EMPÍRICAS PROPOSTAS NA LITERATURA PARA DETERMINAÇÃO DA CONDUTIVIDADE HIDRÁULICA NÃO SATURADA. ...	33
TABELA 9 - FATORES DE SEGURANÇA E RESPECTIVAS CONDIÇÕES DE SEGURANÇA.....	38
TABELA 10 - CARACTERÍSTICAS MÉTODOS DE EQUILÍBRIO LIMITE.....	41
TABELA 11 - MATERIAIS GEOTÉCNICOS UTILIZADOS NA BARRAGEM ...	49
TABELA 12 - PARÂMETROS GEOTÉCNICOS ADOTADOS.....	50
TABELA 13 - PROPRIEDADE HIDRÁULICAS DOS MATERIAIS	51
TABELA 14 - EQUAÇÕES DE CALIBRAÇÃO DO PAPEL FILTRO.....	53
TABELA 15 - TEMPO DE EQUÍLIBRIO PARA MEDIR SUCCÃO TOTAL EM FUNÇÃO DO NÍVEL DE SUCCÃO	54
TABELA 16 - ÍNDICES FÍSICOS INICIAIS DA AMOSTRA DE SOLO 1C.....	62
TABELA 17 - COMPARATIVO ENTRE OS FATORES DE SEGURANÇA ENCONTRADOS PELA ABORDAGEM CLÁSSICA E PELA TEORIA DOS SOLOS NÃO SATURADOS.....	72

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	9
1.1	OBJETIVOS	9
1.2	JUSTIFICATIVA	9
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	11
2.1	BARRAGENS DE TERRA	11
2.2	SEGURANÇA EM BARRAGENS	12
2.3	SOLOS SATURADOS	15
2.3.1	Resistência ao cisalhamento	16
2.3.2	Fluxo em meios saturados	21
2.4	SOLOS NÃO SATURADOS	27
2.4.1	Curva característica de retenção de água	29
2.4.2	Condutividade hidráulica em solos não saturados	31
2.4.3	Resistência ao cisalhamento de solos não saturados	33
2.5	FLUXO EM BARRAGENS	34
2.6	ESTABILIDADE DE TALUDES	37
2.6.1	Método de Spencer	41
2.6.2	Método de Morgenstern & Price	43
2.6.3	Método de Janbu	44
2.6.4	Bishop Simplificado	46
3	MATERIAIS E MÉTODOS	48
3.1	MATERIAIS	48
3.1.1	Características da barragem	48
3.1.2	Características dos solos	49
3.2	MÉTODOS	51
3.2.1	Método do papel filtro	52
3.2.2	Programa SEEP/W	57
3.2.3	Programa SLOPE/W	60
4	ANÁLISES E RESULTADOS	62
4.1	CURVA CARACTERÍSTICA DE RETENÇÃO DE ÁGUA DO SOLO 1C	62
4.2	ANÁLISE DE FLUXO	63
4.3	ANÁLISE DE ESTABILIDADE	67
4.3.1	Final de construção	67
4.3.2	Operação normal	69
4.3.3	Rebaixamento rápido	70
5	CONSIDERAÇÕES FINAIS	72
	REFERÊNCIAS	74

1 INTRODUÇÃO

Os conceitos da Mecânica dos Solos Clássica foram desenvolvidos para solucionar problemas de engenharia que envolvem solos saturados ou solos secos. Entretanto, a Geotecnia vem se esforçando para compreender o comportamento dos solos não saturados e os efeitos do mesmo sobre as obras geotécnicas. Deste modo, o presente trabalho consistiu em analisar o comportamento de uma barragem de terra durante as fases da sua vida, levando em consideração o efeito da sucção nas propriedades geotécnicas dos solos. Para isto, foram realizados ensaios geotécnicos de laboratório e modelagens computacionais para avaliar as condições de fluxo e de estabilidade dos taludes da barragem.

1.1 OBJETIVOS

O objetivo principal deste trabalho é realizar uma comparação entre resultados obtidos por meio de análises de percolação e estabilidade em uma barragem de terra quando se consideram as teorias clássicas da mecânica dos solos e as teorias dos solos não saturados.

Os objetivos específicos podem ser descritos como:

- a) Descrever as características geométricas da barragem em estudo e realizar a caracterização geotécnica dos solos que compõem a seção da barragem;
- b) Analisar através de programas computacionais as condições de fluxo e estabilidade do maciço da barragem para diferentes fases de carregamento;
- c) Comparar as análises de percolação e estabilidade realizadas e avaliar se as mesmas atendem as condições de segurança.

1.2 JUSTIFICATIVA

Devido à complexidade da estrutura de uma barragem e as desastrosas consequências que o deslizamento de um talude pode causar, uma vez que acidentes em barragens podem causar perdas de vidas humanas,

prejuízos materiais e danos ambientais, é imprescindível o estudo de estabilidade dos taludes da barragem para as diferentes fases críticas que ela está sujeita ao longo de sua vida útil e a precisa simulação do fluxo através do maciço e fundação.

Silveira (2013) cita o exemplo do rompimento da barragem de Teton, nos Estados Unidos, em junho de 1976. Ela era constituída por uma barragem de terra com 90 metros de altura e empregava um solo reconhecido como altamente suscetível ao processo de erosão interna (*piping*). Além disso, esta barragem estava sendo construída sem nenhum instrumento de auscultação. No primeiro enchimento da barragem, o talude de terra da barragem rompeu, deixando 10 vítimas fatais, mais de 25000 desabrigados e milhões de dólares de prejuízo.

A maneira como se abordam os parâmetros para as análises de fluxo e estabilidade interferem diretamente nos resultados obtidos. Para tanto se faz necessário determinar se há diferenças significativas entre a abordagem por meio de solos saturados e solos não saturados, verificando qual abordagem é mais segura e vantajosa para projeto.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Serão comentados aqui alguns itens de relevância sobre barragens de terra e os requisitos de segurança quanto à estabilidade de taludes, as principais características dos solos saturados e não saturados, além de apresentar os principais métodos de análise nessas estruturas. Para com isso, nos capítulos seguintes realizar discussões mais aprofundadas sobre as análises de fluxo e estabilidade realizadas na barragem de terra.

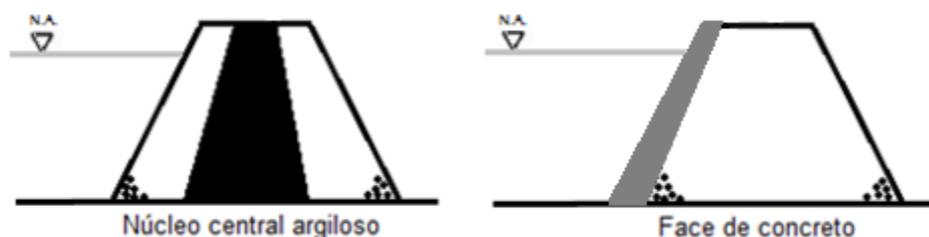
2.1 BARRAGENS DE TERRA

Barragem é uma barreira artificial construída transversalmente a um curso d'água com o objetivo de reter grandes volumes de água, formando assim um reservatório. Uma barragem pode ser construída para atender uma ou mais finalidades, entre elas, pode-se citar: geração de energia elétrica, abastecimento de água para residências e indústrias, irrigação agrícola, controle de enchentes, entre outras (GAIOTO, 2003).

As barragens podem ser classificadas, segundo seus materiais de construção, como barragens de concreto, de terra ou de enrocamento. De especial interesse neste trabalho são as barragens de terra. A escolha do tipo de barragem que será construída dependerá, dentre outros fatores, da disponibilidade de materiais de construção na região da obra e do tipo de fundação existente no local.

Segundo Gaioto (2003), barragens de terra e de enrocamento são construídas com materiais naturais oriundos de áreas de empréstimo previamente selecionadas. Este tipo de barragem é escolhido quando há disponibilidade de materiais rochosos e falta de materiais argilosos nas proximidades da obra. Barragens de enrocamento são construídas a partir de materiais rochosos de diversas granulometrias. A impermeabilização do maciço é garantida através da construção de um núcleo argiloso ou pela construção de uma laje de concreto no talude de montante (FIGURA 1).

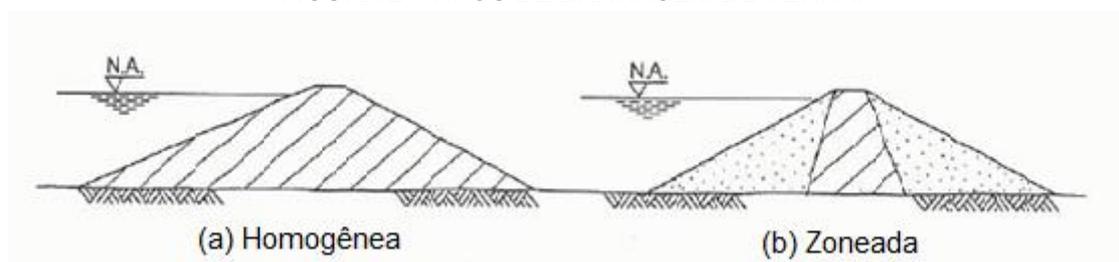
FIGURA 1 - TIPOS DE BARRAGEM DE ENROCAMENTO.



FONTE: A autora (2016).

As barragens de terra podem ser de seção homogênea ou zoneada, como ilustrado na FIGURA 2. As barragens de seção homogênea são construídas utilizando-se um único material. A área de empréstimo deve conter volume suficiente para a construção do aterro e o material, quando compactado, deve apresentar baixo coeficiente de permeabilidade. As barragens de seção zoneada são construídas utilizando-se o material argiloso apenas na região central, sendo os taludes construídos a partir de materiais mais permeáveis. Essas barragens normalmente podem ser construídas sobre qualquer tipo de fundação, desde rocha compacta até material heterogêneo (GAIOTO, 2003).

FIGURA 2 - TIPOS DE BARRAGEM DE TERRA.



FONTE: Adaptado de GAIOTO (2003).

2.2 SEGURANÇA EM BARRAGENS

A construção de uma barragem, bem como a de qualquer outra obra de engenharia, envolve riscos, pois a segurança absoluta da mesma não pode ser garantida. Desse modo, a realização de um projeto seguro, uma construção adequada e uma correta operação durante a vida útil do empreendimento é fundamental para a segurança do mesmo (MELO, 2014).

Barragens são fontes de perigo em potencial devido ao grande volume de água que armazenam. Nesse caso, uma análise de risco deve ser realizada rigorosamente para se classificar a barragem quanto à consequência de ruptura.

O conceito de risco envolve um estado de incerteza e considera a probabilidade de ocorrência de um evento desfavorável à segurança e operabilidade de um empreendimento. Através de uma análise de risco é possível estabelecer o conjunto de possíveis acontecimentos indesejáveis que podem impactar os objetivos do projeto. A partir disso, pode-se quantificar o risco da estrutura e obterem-se indicações para tomadas de decisões relacionadas à segurança do empreendimento (MELO, 2014).

Um dos critérios que valiam a segurança em barragens de terra é a estabilidade dos taludes projetados em função do grau de segurança necessário ao local. Esse critério é avaliado através do Fator (ou Coeficiente) de Segurança, obtido através de análises de estabilidade.

A norma ABNT NBR 11682/2009 estabelece que, dependendo dos riscos envolvidos, um projeto deve enquadrar-se em uma das classificações de nível de segurança, definidas segundo os riscos de perdas de vidas humanas (TABELA 1) e perdas materiais e ambientais (TABELA 2). A classificação deve levar em consideração não apenas as condições atuais do talude, mas também as futuras (GERSCOVICH, 2012).

TABELA 1 - NÍVEL DE SEGURANÇA DESEJADO CONTRA A PERDA DE VIDAS HUMANAS.

Nível de Segurança	Critérios
Alto	Áreas com intensas movimentações e permanência de pessoas, como edificações públicas, residenciais ou industriais, estádios, praças e demais locais, urbanos ou não, com possibilidade de elevada concentração de pessoas. Ferrovias e rodovias de tráfego intenso.
Médio	Áreas e edificações com movimentação e permanência restrita de pessoas. Ferrovias e rodovias de tráfego moderado.
Baixo	Áreas e edificações com movimentação e permanência eventual de pessoas. Ferrovias e rodovias de tráfego reduzido.

FONTE: ABNT NBR 11682/2009.

TABELA 2 - NÍVEL DE SEGURANÇA DESEJADO CONTRA DANOS MATERIAIS E AMBIENTAIS.

Nível de Segurança	Critérios
Alto	Danos materiais: Locais próximos a propriedades de alto valor histórico, social ou patrimonial, obras de grande porte e áreas que afetem serviços essenciais. Danos ambientais: Locais sujeitos a acidentes ambientais graves, tais como nas proximidades de oleodutos, barragens de rejeito e fábricas de produtos tóxicos.
Médio	Danos materiais: Locais próximos a propriedades de valor moderado. Danos ambientais: Locais sujeitos a acidentes ambientais moderados.
Baixo	Danos materiais: Locais próximos a propriedades de valor reduzido. Danos ambientais: Locais sujeitos a acidentes ambientais reduzidos

FONTE: ABNT NBR 11682/2009.

A TABELA 3 apresenta uma recomendação da norma ABNT NBR 11682/2009 para valores de fatores de segurança admissíveis, que consideram os níveis de segurança estabelecidos para o projeto (GERSCOVH, 2012).

TABELA 3 - FATORES DE SEGURANÇA MÍNIMOS PARA DESLIZAMENTO.

Nível de segurança contra danos materiais e ambientais	Nível de segurança contra danos a vidas humanas		
	Alto	Médio	Baixo
Alto	1,5	1,5	1,4
Médio	1,5	1,4	1,3
Baixo	1,4	1,3	1,2

NOTA 1: No caso de grande variabilidade dos resultados dos ensaios geotécnicos, os fatores da tabela acima devem ser majorados em 10%. Alternativamente, pode ser usado o enfoque semi probabilístico.

NOTA 2: No caso de estabilidade de lascas/blocos rochosos, podem ser utilizados fatores de segurança parciais, incidindo sobre os parâmetros γ , ϕ , c , em função das incertezas sobre parâmetros. O método de cálculo deve ainda considerar um fator de segurança mínimo de 1,1. Este caso deve ser justificado pelo engenheiro civil geotécnico.

NOTA 3: Esta tabela não se aplica aos casos de rastejos, voçorocas, ravinas ou rolamentos de blocos.

FONTE: ABNT NBR 11682/2009.

Segundo o Manual de Segurança e Inspeção de Barragens (2002), do Ministério da Integração Nacional, cada barragem deve ser classificada de acordo com as consequências de sua ruptura. A classificação está baseada no potencial de perdas de vidas humanas e nos danos econômicos associados à ruptura da barragem, como mostra a TABELA 4, sendo que as consequências mais severas devem prevalecer.

TABELA 4 - CLASSIFICAÇÃO DA CONSEQUÊNCIA DE RUPTURA DE BARRAGENS

Consequência de ruptura	Perdas de vidas	Econômico, Social e Danos Ambientais
Muito Alta	Significativa	Dano excessivo
Alta	Alguma	Dano substancial
Baixa	Nenhuma	Dano moderado
Muito Baixa	Nenhuma	Dano mínimo

FONTE: MINISTÉRIO DA INTEGRAÇÃO NACIONAL (2002).

O nível de segurança estabelecido dá diretrizes para definições de projeto que garantem a estabilidade da obra durante sua construção, operação e manutenção. Visto isso, o Ministério da Integração Nacional (2002) recomenda valores típicos para o Fator de Segurança mínimo como padrões de avaliação dos parâmetros de segurança para projetos de taludes. A TABELA 5 resume esses fatores mínimos que são normalmente aceitáveis para os cálculos de estabilidade de taludes para as situações críticas de final de construção, reservatório cheio e rebaixamento rápido do reservatório.

TABELA 5 – AVALIAÇÃO ESTÁTICA DO COEFICIENTE DE SEGURANÇA

Condições de carregamento	Coefficiente Mínimo de Segurança	Talude
Percolação permanente com o reservatório na cota máxima normal	1,5	Jusante
Esvaziamento rápido (*)	De 1,2 a 1,3	Montante
Término da construção antes do enchimento do reservatório	De 1,25 a 1,3	Jusante e montante

(*) Coeficientes de segurança maiores podem ser necessários, caso ocorram rebaixamentos com uma relativa frequência durante a operação normal.

FONTE: MINISTÉRIO DA INTEGRAÇÃO NACIONAL (2002).

2.3 SOLOS SATURADOS

O solo é um sistema trifásico composto pelas fases sólida, líquida e gasosa. A fase sólida é constituída de partículas minerais provenientes do intemperismo de rochas. As fases líquida e gasosa são complementares, ou seja, a redução da fase líquida implica no aumento da fase gasosa. O solo será considerado saturado quando todos os seus espaços vazios estiverem preenchidos por líquido.

2.3.1 Resistência ao cisalhamento

A resistência ao cisalhamento do solo é a propriedade do mesmo em suportar cargas e conservar a sua estabilidade sem se romper. Diversos problemas de engenharia de solos e fundações dependem das características de resistência ao cisalhamento para serem analisados (CAPUTO, 1988). Esta propriedade do solos é composta basicamente por duas componentes, sendo elas coesão (c) e ângulo de atrito interno (Φ).

Segundo Pinto (2006), a resistência por atrito pode ser entendida como a força tangencial necessária para provocar o deslizamento de um corpo sobre uma superfície plana, sendo esta força proporcional à força normal ao plano. O ângulo de atrito interno (Φ) pode ser entendido como sendo o máximo ângulo formado entre a força transmitida pelo corpo à superfície e a força normal ao plano de contato, sem que haja deslizamento. O ângulo de atrito interno do solo depende do tipo de material e das condições em que o mesmo se encontra.

A coesão real de um solo advém da atração química entre as partículas e é independente da tensão normal atuante no plano. A coesão real é uma característica típica de solos muito finos (siltes plásticos e argilas) e distingue-se da coesão aparente. Esta é uma parcela da resistência ao cisalhamento de solos úmidos (parcialmente saturados), devido à tensão capilar da água que atrai as partículas. No caso da saturação do solo, a coesão aparente tende a zero. Outro tipo de coesão é dado pela cimentação entre as partículas, causada por agentes diversos (PINTO, 2006).

2.3.1.1 Critério de Ruptura de Mohr-Coulomb

O estudo do estado de tensões que provoca a ruptura se dá através da resistência ao cisalhamento do solo. Os critérios de ruptura que melhor se aplicam ao comportamento dos solos são os critérios de Coulomb e de Mohr (PINTO, 2006).

A equação que descreve a resistência ao cisalhamento do solo foi descrita por Coulomb e é dada por:

$$\tau_f = c + \sigma \tan \Phi \quad (1)$$

Onde:

τ_f = resistência ao cisalhamento;

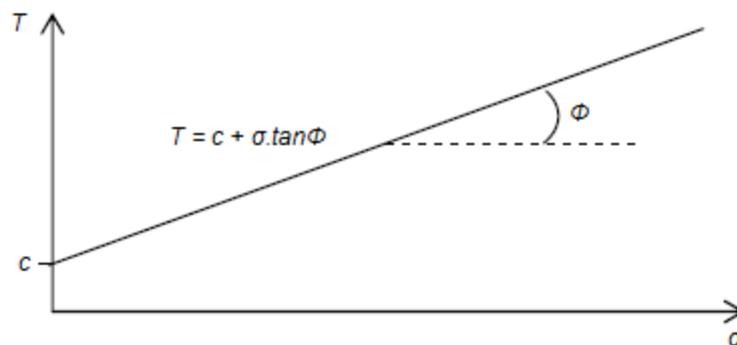
c = coesão;

σ = tensão normal ao plano;

Φ = ângulo de atrito.

A reta que representa graficamente a equação de Coulomb, como apresentada na FIGURA 3, é denominada envoltória de resistência. Segundo o critério de Coulomb, essa reta determina o limite de resistência do material, sendo que, abaixo dela, o solo ainda não rompeu.

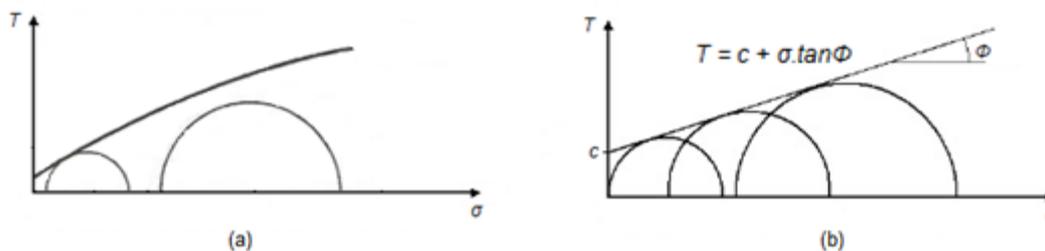
FIGURA 3 - REPRESENTAÇÃO CRITÉRIO DE RUPTURA DE COULOMB.



FONTE: Adaptado de CAPUTO (1988).

O critério de Mohr estabelece que, enquanto o círculo representativo do estado de tensões estiver abaixo da envoltória de Mohr, o solo não sofrerá ruptura. Para se obter esta envoltória, são ensaiados vários corpos de prova em diferentes estados de tensão até a ruptura. Em seguida, é traçado o círculo de Mohr representativo para cada um dos ensaios. A linha que tangencia estes círculos é denominada envoltória de Mohr. Essa envoltória geralmente é curva, porém pode ser ajustada por uma reta no intervalo de tensões de interesse, como mostrado na FIGURA 4. Neste ajuste pode ser aplicada a reta de Coulomb, definida anteriormente. Esta simplificação entre os dois critérios apresentados deu origem ao Critério de Ruptura de Mohr-Coulomb (PINTO, 2006).

FIGURA 4 - (a) ENVOLTÓRIA DE MOHR; (b) CRITÉRIO DE RUPTURA DE MOHR-COULOMB.



FONTE: Adaptado de PINTO (2006)

Segundo Massad (2010), a envoltória de Mohr-Coulomb também pode ser definida em termos de tensões efetivas, baseando-se na hipótese de que as pressões neutras da água (u) são conhecidas ao longo da linha de ruptura. O valor da pressão neutra depende das condições de carregamento do solo e da velocidade de aplicação do mesmo. Nesse caso, a equação de Coulomb passa a ser escrita por:

$$\tau_f = c' + \sigma' \tan \phi' \quad (2)$$

A escolha do tipo de análise, seja em termos de tensões totais ou em termos de tensões efetivas, deverá levar em consideração as condições reais de campo.

2.3.1.2 Ensaios de Compressão Triaxial

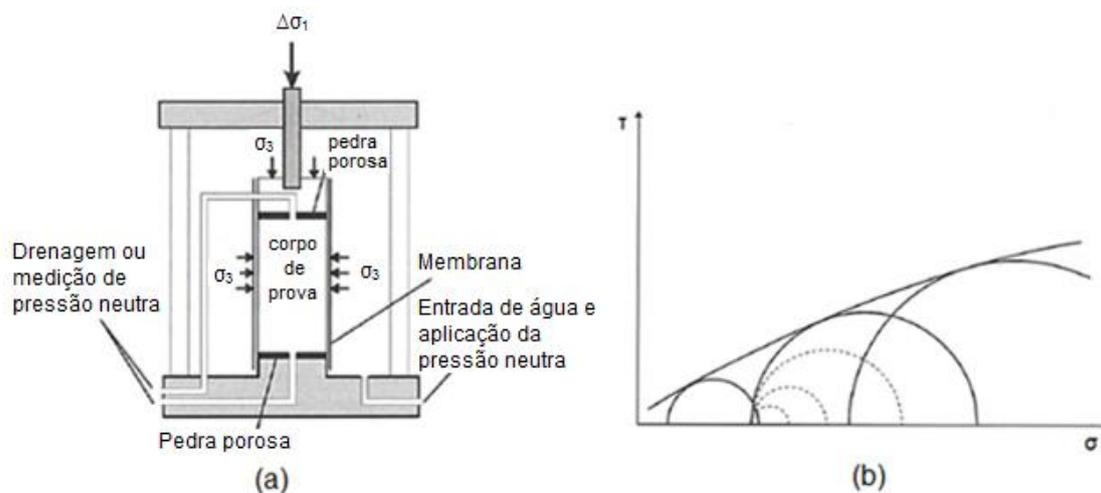
O ensaio de compressão triaxial é um dos métodos mais confiáveis para se determinar os parâmetros de resistência ao cisalhamento dos solos (DAS, 2014).

Segundo Pinto (2006), o ensaio consiste na moldagem de um corpo de prova cilíndrico, o qual é envolvido por uma membrana de borracha e colocado dentro de uma câmara de ensaio, normalmente preenchida por água. O corpo de prova é, então, submetido a uma pressão confinante (σ_3), a qual atua em todas as direções. Desse modo, o corpo de prova fica submetido a um estado hidrostático de tensões. Para provocar a ruptura do mesmo, é aplicado um

carregamento axial por meio de um pistão vertical. A tensão causada pela carga axial é denominada tensão desviadora ($\sigma_1 - \sigma_3$). O esquema do ensaio é mostrado na FIGURA 5.

O ensaio é repetido em ao menos três amostras, das quais se obtêm os pares de tensões (σ_1, σ_3) referentes a ruptura de cada corpo de prova. Para cada par de tensões, traça-se o círculo de Mohr. Assimilando-se os círculos de Mohr à reta de Coulomb, obtém-se a envoltória de resistência (FIGURA 5).

FIGURA 5 - (a) ESQUEMA DA CÂMARA DO ENSAIO TRIAXIAL; (b) ENVOLTÓRIA DE RESISTÊNCIA OBTIDA COM RESULTADOS DE ENSAIOS TRIAXIAIS.



FONTE: Adaptado de PINTO (2006).

Há três tipos-padrão de ensaios de compressão triaxial no que se refere às condições de drenagem. São eles: ensaio adensado drenado (CD); ensaio adensado não drenado (CU); e ensaio não adensado não drenado (UU).

O ensaio adensado drenado (CD) possui permanente drenagem do corpo de prova. A pressão confinante é aplicada e espera-se o corpo de prova adensar, ou seja, a pressão neutra se dissipar. Se o solo estiver saturado, a variação de volume pode ser medida através da quantidade de água que sai do corpo de prova. Em seguida, a tensão axial é aumentada gradualmente e a drenagem mantida aberta para que o excesso de poropressão seja dissipado. Desse modo, a pressão neutra durante todo o ensaio é considerada desprezível e as tensões totais aplicadas indicam as tensões efetivas ocorridas. Este ensaio é considerado lento devido à velocidade de carregamento axial (PINTO, 2006).

No ensaio adensado não drenado (CU) apenas a fase de consolidação é drenada e igual ao ensaio CD. O cisalhamento ocorre em condição não drenada (ORTIGÃO, 2007). A resistência em termos de tensões efetivas pode ser determinada caso ocorra medições de poropressão. Além disso, este ensaio pode ser realizado mais rapidamente.

Ainda segundo Pinto (2006), o ensaio não adensado não drenado (UU) é realizado sem drenagem nas fases de consolidação e cisalhamento. O corpo de prova é submetido à pressão confinante e, logo a seguir, ao carregamento axial. Se a amostra estiver saturada, não haverá variação de volume. As poropressões geralmente não são medidas, logo a envoltória obtida é em termos de tensões totais. Este ensaio também é considerado rápido por não requerer tempo de drenagem.

O tipo de ensaio realizado para determinar a envoltória a ser utilizada dependerá do momento crítico da obra que está sendo analisado, levando em consideração as condições de drenagem e a trajetória de tensões do mesmo. A TABELA 6 apresenta um resumo dos ensaios típicos de laboratório adequados para cada análise em solo saturado (GERSCOVICH, 2012).

TABELA 6 - PARÂMETROS E ENSAIOS EM SOLO SATURADO.

Situação crítica	Tipo de análise	Parâmetros	Ensaio de laboratório
Final de construção (não drenado)	Tensões efetivas	c', φ' e $(u_0 + \Delta u)$	Triaxial CU com medida de poropressão
	Tensões totais ($\varphi=0$)	S_u	Triaxial UU
Longo prazo (drenado)	Tensões efetivas	c', φ' e u_0	Triaxial CD Cisalhamento direto Triaxial CU com medida de poropressão

FONTE: Adaptado de GERSCOVICH (2012).

Massad (2010) apresenta como exemplo o caso de uma barragem de terra homogênea, construída com solo argiloso de baixa permeabilidade, a qual possui três casos que devem ser analisados: final de construção; operação da barragem em nível de água máximo; e rebaixamento rápido de reservatório.

No primeiro caso, final de construção, como a barragem leva alguns meses para ser construída, não há tempo hábil para a dissipação de poropressões, devido à baixa permeabilidade do solo. Logo, os ensaios

triaxiais utilizados devem ser do tipo UU, uma vez que não permitem a drenagem do corpo de prova. Para a barragem operando em nível de água máximo por alguns anos, houve tempo suficiente para a estabilização da rede de fluxo em estado permanente e para o processo de adensamento do solo compactado. Os ensaios triaxiais mais adequados para esse caso são o CD e o CIU, os quais têm em comum a fase de adensamento do corpo de prova. Finalmente, no caso de rebaixamento rápido, para reproduzir a situação de campo, o ensaio triaxial utilizado é o CU, com corpos de prova previamente saturados, deixados para adensar e rompidos rapidamente, sem drenagem (MASSAD, 2010).

2.3.2 Fluxo em meios saturados

O fluxo de água através de meios porosos representa um fenômeno importante para diferentes obras de engenharia, principalmente para análises de estabilidade de barragens de terra. Desse modo é necessário realizar uma análise do comportamento do solo frente à presença de água.

Os solos são materiais permeáveis devido à existência de vazios entre os seus grãos. A maior ou menor facilidade com que a água flui por um meio poroso constitui uma propriedade chamada permeabilidade, a qual é quantificada pelo coeficiente de permeabilidade. Denomina-se percolação do fluxo da água pelo meio poroso.

Segundo Pinto (2006), a análise de permeabilidade através de meios porosos é regida basicamente pela Lei de Darcy, válida para fluxo laminar. Em 1850, Darcy realizou experimentos em permeômetros de areias saturadas (FIGURA 6) nos quais constatou que a vazão é proporcional ao gradiente hidráulico e ao coeficiente permeabilidade. Esta relação está apresentada a seguir como:

$$Q=kiA \quad (3)$$

Onde:

Q = vazão;

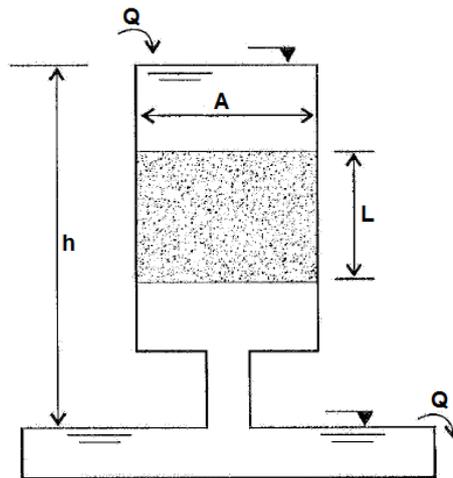
k = coeficiente de permeabilidade;

i = gradiente hidráulico;

A = área da seção transversal do permeâmetro.

O gradiente hidráulico representa a relação entre a carga que se dissipa na percolação (h) e a distância ao longo da qual a carga se dissipa (L).

FIGURA 6 - ESQUEMA DE PERMEÂMETRO.



FONTE: Adaptado de PINTO (2006).

A razão entre a vazão e a área indica a velocidade de percolação (v), ou seja, a velocidade com que a água atravessa o meio poroso. Logo, a Lei de Darcy pode ser descrita como:

$$v = -ki \quad (4)$$

Assim, Darcy demonstrou que a velocidade de percolação é diretamente proporcional ao gradiente hidráulico através da constante k .

O coeficiente de permeabilidade pode ser determinado em laboratório através de dois procedimentos, sendo eles permeâmetro de carga constante e permeâmetro de carga variável, como descrito em Pinto (2006).

O ensaio com permeâmetro de carga constante geralmente é realizado para materiais arenosos, que possuem permeabilidade alta. O procedimento é realizado mantendo-se a carga constante enquanto certo volume de água percolada é coletado em determinado instante de tempo (FIGURA 6). Tendo a

vazão e as características geométricas do permeâmetro, o coeficiente de permeabilidade é facilmente calculado através da Lei de Darcy.

O ensaio com permeâmetro de carga variável é utilizado quando o coeficiente de permeabilidade do material é muito baixo, ou seja, para solos finos. Neste ensaio verifica-se o tempo que a água na bureta superior leva para baixar da altura inicial h_i à altura final h_f num instante t qualquer, como ilustra a FIGURA 7.

O coeficiente de permeabilidade é calculado por:

$$k = 2,3 \frac{a L}{A t} \frac{h_i}{h_f} \quad (5)$$

Onde:

k = coeficiente de permeabilidade;

a = área da bureta;

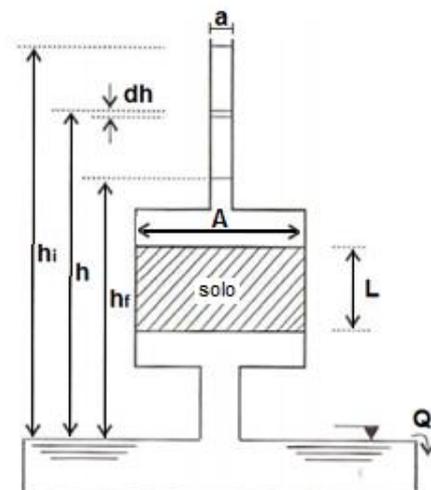
A = área da seção;

L = altura da amostra;

h_i = altura inicial de água na bureta;

h_f = altura final de água na bureta.

FIGURA 7 - ESQUEMA DE PERMEÂMETRO DE CARGA VARIÁVEL.



FONTE: Adaptado de PINTO (2006).

Segundo Das (2014), o valor do coeficiente de permeabilidade varia muito de um solo para outro. Quanto mais fino o solo, menor o coeficiente de permeabilidade. Alguns valores típicos estão apresentados na TABELA 7.

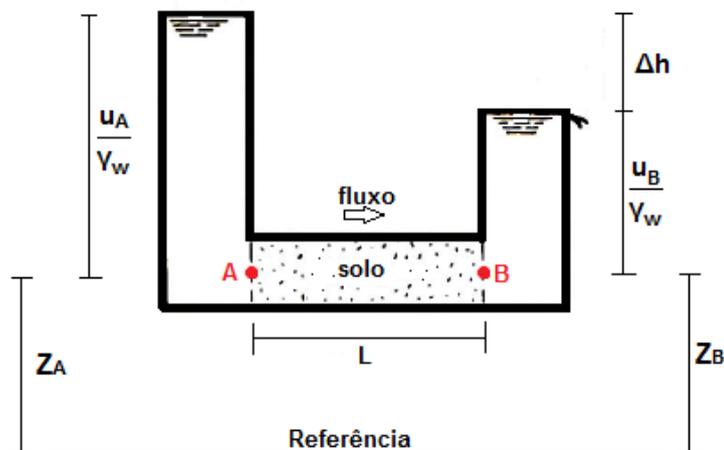
TABELA 7 - VALORES TÍPICOS DE COEFICIENTE DE PERMEABILIDADE.

Permeabilidade		Tipo de solo	k (m/s)
Solos Permeáveis	Alta	Pedregulhos	$>10^{-1}$
	Alta	Areias	10^{-1} a 10^{-3}
	Baixa	Siltes e argilas	10^{-3} a 10^{-5}
Solos Impermeáveis	Muito baixa	Argila	10^{-5} a 10^{-7}
	Baixíssima	Argila	$< 10^{-7}$

FONTE: Adaptado de ORTIGÃO (2007).

O fluxo de água em meios porosos ocorre devido à diferença de carga hidráulica entre dois pontos, sendo a direção do fluxo do ponto de maior energia para o ponto de menor energia (FIGURA 8).

FIGURA 8 - CARGAS EM PERMEÂMETRO.



FONTE: Adaptado de ORTIGÃO (2007).

Esse fenômeno segue a Equação de Bernoulli, assumindo-se que a carga cinética no solo é desprezível devido às baixas velocidades de percolação. Desse modo, pode-se dizer que:

$$h = z + \frac{u}{\gamma_w} \quad (6)$$

Onde:

h = a carga hidráulica em um ponto qualquer do fluido

z = carga altimétrica;

u/γ_w = carga piezométrica.

A carga altimétrica é dada pela cota do ponto considerado, enquanto que a carga piezométrica é dada pela razão entre a pressão neutra (u) no ponto e o peso específico da água (γ_w).

A diferença de carga hidráulica entre dois pontos A e B é dado por:

$$\Delta h = h_a - h_b = \left(z_a + \frac{u_a}{\gamma_w} \right) - \left(z_b + \frac{u_b}{\gamma_w} \right) \quad (7)$$

Logo, a perda de carga pode ser apresentada de forma adimensional pela razão entre o gradiente hidráulico (i) e a distância (L) entre os pontos A e B.

Segundo Pinto (2006), quando o fluxo de água ocorre sempre na mesma direção diz-se que o fluxo é unidimensional. Por outro lado, quando as partículas seguem caminhos curvos, porém contidos em planos paralelos, é dito fluxo bidimensional, como no caso da percolação pelo maciço e pela fundação de uma barragem de terra. Há também o fluxo tridimensional, que ocorre quando as partículas de água se deslocam em qualquer direção.

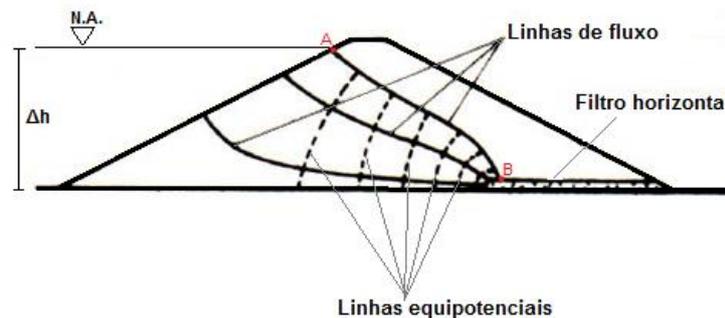
O fluxo bidimensional pode ser representado graficamente através do traçado da rede de fluxo, a qual é uma combinação de várias linhas de fluxo e equipotenciais (FIGURA 9). O trajeto que a água segue por um meio saturado é designado como linha de fluxo. Como há perda de carga ao longo do percurso, a linha na qual todos os pontos apresentam a mesma carga potencial é designada de equipotencial. A faixa compreendida entre duas linhas de fluxo designa um canal de fluxo (MASSAD, 2010).

Massad (2010) relata que as redes de fluxo são utilizadas no cálculo da percolação da água e na avaliação das cargas no meio. Para resolver problemas de percolação, se faz necessário determinar as condições de contorno ou linhas-limites, ou seja, linhas com carga hidráulica e/ou fluxo

conhecidos. Dessa forma, as linhas de fluxo devem delimitar canais de mesma vazão e as equipotenciais devem determinar de perda de carga de mesmo valor. Para isso, no traçado gráfico da rede de fluxo, as equipotenciais devem cruzar as linhas de fluxo em ângulos retos e a forma dos elementos de fluxo deve ser aproximadamente a de um quadrado.

Ainda segundo Massad (2010), a linha \overline{AB} também é uma linha de fluxo, porém com características especiais, uma vez que a pressão neutra é nula ao longo dela, sendo chamada de linha freática. Além disso, ela divide o maciço em duas zonas: saturada e não saturada. Neste caso, todo o material localizado abaixo desta linha apresenta carga de pressão positiva e a zona acima apresenta carga de pressão negativa, também denominada de sucção, a qual será tratada mais adiante.

FIGURA 9 - EXEMPLO DE REDE DE FLUXO EM BARRAGEM DE TERRA.



FONTE: Adaptado de ORTIGÃO (2007).

Traçada a rede de fluxo, a vazão total unitária que percola pela mesma pode ser definida por:

$$q = k \frac{n_f}{n_{eq}} \Delta h \quad (8)$$

Onde:

q = vazão unitária;

k = coeficiente de permeabilidade;

n_f = número de canais de fluxo;

n_{eq} = número de quedas de potencial;

Δh = perda de carga.

2.4 SOLOS NÃO SATURADOS

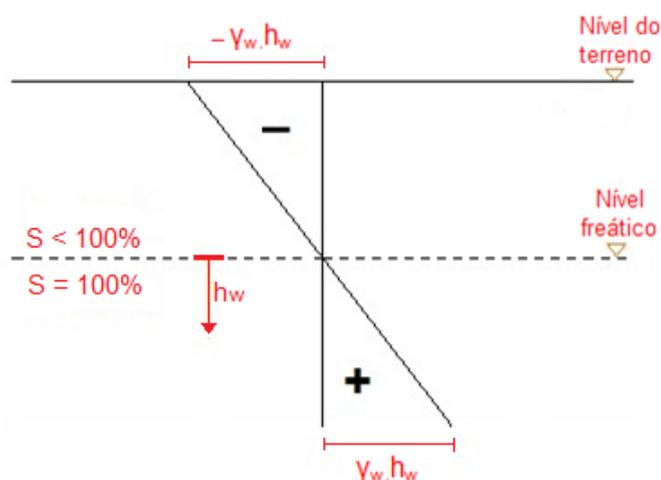
Grande parte das obras de engenharia é feita em solos não saturados. Estes solos, muitas vezes, são considerados problemáticos do ponto de vista da engenharia, pois quando sujeitos a variações de grau de saturação mudam suas características de estado. Vários problemas geotécnicos envolvem solos não saturados, sendo eles barragens de terra, taludes naturais, fundações em solos colapsíveis, entre outros.

Segundo Marinho (2005), parâmetros e condições de contorno de solos não saturados são mais complicados de serem obtidos. Com relação à determinação de parâmetros, os solos não saturados exigem ensaios mais dispendiosos e sofisticados.

Os solos geralmente são divididos pela linha freática em duas zonas: saturada e não saturada: A zona saturada fica situada abaixo do nível d'água e todos os vazios encontram-se preenchidos por água, gerando pressões de água positivas. A zona não saturada encontra-se entre o nível d'água e o nível do terreno, sendo que o grau de saturação pode variar de 100% a zero. Solos não saturados envolvem mais de 2 fases (ar, água, sólidos e membrana contrátil no contato ar-água) e as pressões na água são negativas (GERSCOVICH, 2012).

A FIGURA 10 ilustra os conceitos apresentados anteriormente.

FIGURA 10 - PERFIL DE PRESSÃO NO SOLO.



FONTE: Adaptado de MARINHO (2005).

Acima do nível d'água existe uma zona capilar que se estende do nível freático até certa altura da zona não saturada. Isso ocorre devido à ação da capilaridade, a qual promove a ascensão do líquido pelos canalículos formados pelos vazios do solo. Nessa região acima do nível d'água, o solo está saturado por capilaridade, mas com pressão negativa de água. A altura que a água pode atingir no interior do solo depende do tamanho do diâmetro dos vazios, uma vez que a altura de ascensão capilar é inversamente proporcional ao diâmetro dos mesmos. Para solos arenosos, a altura da ascensão capilar é da ordem dos centímetros, enquanto que para solos argilosos pode atingir dezenas de metros (PINTO, 2006). Acima da zona capilar, o solo encontra-se na condição não saturada com sucção crescente.

Segundo Pinto (2006), a água retida nos vazios do solo acima do nível d'água encontra-se submetida a uma pressão inferior à atmosférica. Observando a FIGURA 11, nota-se que no ponto 1 a pressão é igual à pressão atmosférica ($h_1 = 0$). Logo, no ponto 2, a pressão é igual à pressão atmosférica menos a altura deste ponto em relação à superfície da água vezes o peso específico da água, ou seja:

$$u_2 = -h_c \gamma_w \quad (9)$$

Onde:

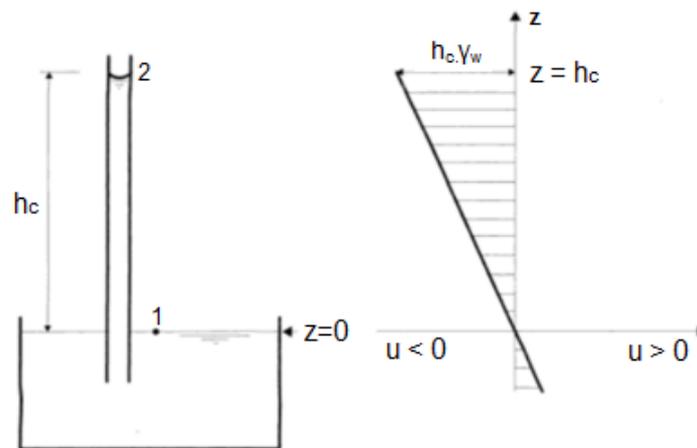
u_2 = pressão da água;

h_c = altura do ponto considerado em relação a superfície d'água;

γ_w = peso específico da água.

Esta pressão negativa acima do nível d'água é denominada sucção (ψ). A sucção representa a força com que o solo retém a água e está diretamente relacionada ao volume de água presente nos vazios. Os valores de sucção podem variar de zero, quando o solo está saturado, até valores muito elevados quando o solo está seco. As pressões negativas tendem a aproximar as partículas, ou seja, aumentam a tensão efetiva no solo. Desse modo, o solo na região não saturada ganha uma resistência extra, cuja grandeza depende do valor da sucção (GERSCOVICH, 2012).

FIGURA 11 - ASCENSÃO CAPILAR NO MENISCO E DISTRIBUIÇÃO DE PRESSÃO.



FONTE: Adaptado de FERNANDES (2011).

A sucção pode ser dividida em duas parcelas: sucção mátrica e sucção osmótica. A sucção mátrica é a pressão negativa desenvolvida na água do solo devida aos efeitos de capilaridade e forças de adsorção, depende da estrutura e da composição do solo e refere-se quantitativamente a diferença entre a poropressão de água (u_w) e a poropressão de ar (u_a), tendendo a desaparecer com a saturação do solo. A sucção osmótica depende da concentração química da água do solo (MIGUEL *et al*, 2004). A soma dessas duas parcelas é chamada de sucção total.

Para uso na Engenharia Geotécnica, é comum analisar a sucção nos solos através da curva característica de retenção de água.

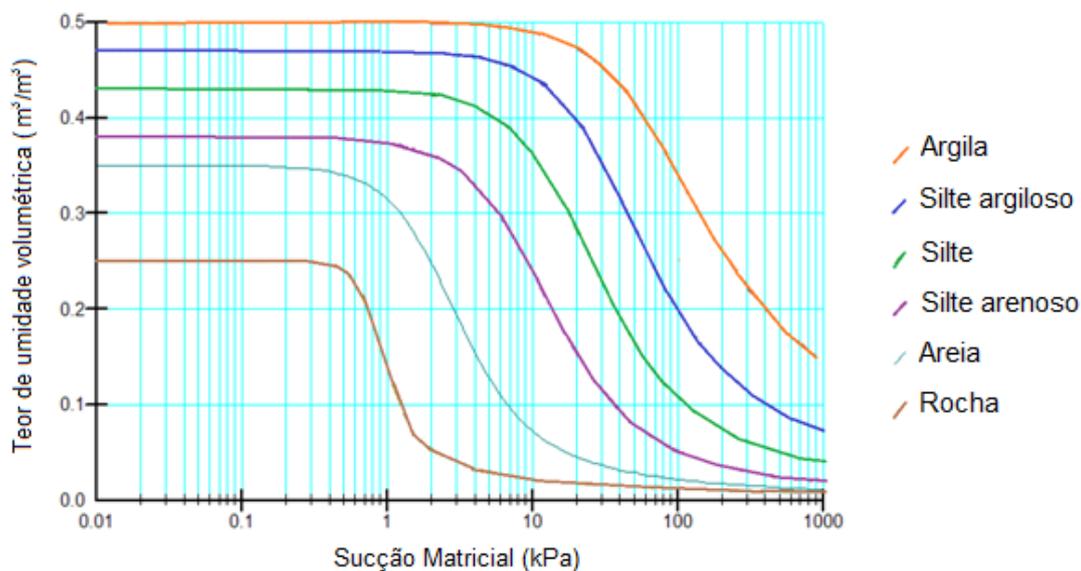
2.4.1 Curva característica de retenção de água

A curva característica de retenção de água representa graficamente a relação entre o teor de umidade volumétrico (θ), gravimétrico (ω) ou grau de saturação (S) do solo e a sucção presente no mesmo. A relação entre ψ e θ geralmente apresenta uma curva em forma de S, com características que dependem do tipo de solo, da distribuição granulométrica e dos tamanhos dos vazios. Os solos argilosos tendem a apresentar curvas mais suaves, enquanto que solos arenosos tendem a apresentar uma perda brusca de umidade quando ultrapassado certo valor de sucção (GERSCOVICH, 2012).

Um ponto importante na curva característica é o ponto definido pelo decréscimo acentuado da umidade volumétrica com o aumento da sucção, que se refere ao valor de entrada de ar, sendo caracterizado pela diferença entre a pressão de ar e de água (sucção) necessária para causar a drenagem do maior poro do solo (GERSCOVICH, 2012).

Alguns exemplos de curvas características são apresentados na FIGURA 12.

FIGURA 12 - CURVAS CARACTERÍSTICAS DE RETENÇÃO DE ÁGUA TÍPICAS.



FONTE: Adaptado de SEEP/W (2012).

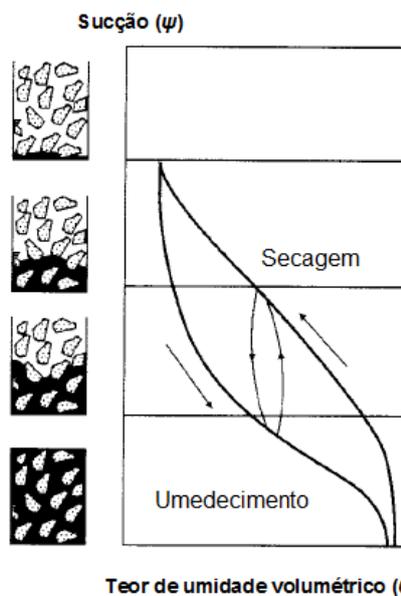
A análise e determinação da curva característica tem se mostrado importante na obtenção de outras relações constitutivas necessárias para a previsão do comportamento do solo não saturado.

Segundo Gerscovich (2012), a curva de retenção de água do solo é obtida em laboratório seguindo trajetórias de secagem ou de umedecimento. As curvas obtidas por ambos os processos não coincidem, dando origem ao fenômeno de histerese da curva de retenção, como mostra a FIGURA 13. A histerese decorre de alguns fatores, como: não uniformidade geométrica dos vazios; presença de ar; e mudanças na estrutura do solo.

A sucção é um parâmetro muito importante para o estudo de um solo não saturado. Para defini-la, o método do papel filtro tem se mostrado muito útil. A simplicidade do método, seu baixo custo e a possibilidade de medir a

sucção total ou mátrica em largos limites (30 - 30000 kPa) são as vantagens observadas para essa técnica, entretanto se faz necessário extremo cuidado na execução do procedimento e na análise dos resultados (FEUERHARMEL, 2003).

FIGURA 13 - CURVA CARACTERÍSTICA: PROCESSO DE SECAGEM E UMEDECIMENTO.



FONTE: Adaptado de GERSCOVICH (2012).

2.4.2 Condutividade hidráulica em solos não saturados

O conhecimento do coeficiente de permeabilidade de um meio poroso é de extrema importância para a análise de problemas geotécnicos. O coeficiente de permeabilidade de um meio poroso saturado é função da sua distribuição de poros e, conseqüentemente, do seu índice de vazios. Entretanto, em solos não saturados, o coeficiente de permeabilidade passa a ser uma função da quantidade de água presente em seus vazios, ou seja, do grau de saturação. Essa relação estabelecida entre o coeficiente de permeabilidade e o grau de saturação é chamada de função de permeabilidade (MARINHO, 2005).

Normalmente, o fluxo de água em meios porosos é descrito pela Lei de Darcy (citada anteriormente). Entretanto, a maneira como esta lei é usualmente apresentada não descreve corretamente o fluxo em meio não saturado. Isto se

deve ao fato de que o coeficiente de permeabilidade decresce com a diminuição do grau de saturação (MARINHO, 2005).

Assumindo-se que o coeficiente de permeabilidade seja uma função do teor de umidade volumétrico (θ), do grau de saturação (S) ou ainda da sucção (ψ), a Lei de Darcy pode ser escrita da seguinte maneira:

$$v = -k(\theta) i \quad (10)$$

Onde:

v = velocidade de percolação;

$k(\theta)$ = coeficiente de permeabilidade, função da umidade volumétrica;

i = gradiente hidráulico.

Segundo Marinho (2005), a função de permeabilidade pode ser determinada experimentalmente, em laboratório ou em campo, ou a partir de modelos matemáticos, utilizando propriedades de massa/volume do solo, do coeficiente de permeabilidade saturado e de sua curva característica. Tendo em vista as dificuldades da obtenção experimental, este último procedimento é mais comum. Frente a isso, vários pesquisadores propuseram equações para representar matematicamente as relações entre condutividade hidráulica \times teor de umidade volumétrico \times sucção. Entretanto, os modelos matemáticos necessitam do conhecimento antecipado dos teores de umidade saturado e residual, da sucção de entrada de ar e da condutividade hidráulica saturada, além de parâmetros de ajustes. A TABELA 8 apresenta algumas das equações propostas na literatura para obtenção da curva de condutividade hidráulica não saturada.

TABELA 8 – RELAÇÕES EMPÍRICAS PROPOSTAS NA LITERATURA PARA DETERMINAÇÃO DA CONDUTIVIDADE HIDRÁULICA NÃO SATURADA.

Modelo	Equação	Definição de variáveis
Gardner (1958)	$k = \frac{k_{sat}}{1+a\left(\frac{\psi}{g\rho_w}\right)^n}$	ψ = sucção a e n = parâmetros de ajuste ρ_w = densidade da água g = aceleração gravitacional
Brooks e Corey (1968)	para $\psi > \psi_b \rightarrow k(\psi) = k_{sat}\left(\frac{\psi_b}{\psi}\right)^n$ para $\psi \geq \psi_b \rightarrow k(\psi) = k_{sat}$	ψ_b = sucção de entrada de ar ψ = sucção n = parâmetro de ajuste
Arbhabhirama e Kridakorn (1968)	$k = \frac{k_{sat}}{1+\left(\frac{\psi}{\psi_b}\right)^n}$	ψ_b = sucção de entrada de ar ψ = sucção n = parâmetro de ajuste
Davidson <i>et al.</i> (1969)	$k = k_{sat}e^{[\beta(\theta-\theta_s)]}$	θ_s = teor de umidade saturado β = parâmetro de ajuste
Campbell (1974)	$k = k_{sat}\left(\frac{\theta}{\theta_s}\right)^{2b+3}$	θ_s = teor de umidade saturado β = parâmetro de ajuste
Mualem (1976)	$k_{rel} = \frac{[1-(\alpha\psi)^{mn}(1+(\alpha\psi)^n)^{-m}]^2}{[1+(\alpha\psi)^n]^{m/2}} \rightarrow \psi > 0$	$k_{rel} = k/k_{sat}$ m , n e α = parâmetros de ajuste ψ = sucção
Mualem & Dagan (1978)	$k_{rel} = S_e^x \left(\frac{\int_0^\theta \frac{d\theta}{\psi^{1+b}}}{\int_0^{\theta_s} \frac{d\theta}{\psi^{1+b}}} \right)^2$	$k_{rel} = k/k_{sat}$ θ = teor de umidade volumétrica ψ = sucção b = fator de tortuosidade
Van Genuchten (1980)	$k(S_e) = k_{sat} S_e^l \left[1 - \left(1 - S_e^m \right)^{m-2} \right]$ $S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r}$	θ_s e θ_r = teor de umidade saturado e residual S_e = grau de saturação do solo m = parâmetro de ajuste $l = 0,5$
Leong & Rahardjo (1998)	$k_{rel} = \Theta^p$ $\Theta = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r}$	$k_{rel} = k/k_{sat}$ Θ = teor de umidade normalizado θ_s e θ_r = teor de umidade saturado e residual p = parâmetro de ajuste
Vanapalli & Lobbezoo (2002)	$k_{rel} \approx 10^{(7,9 \log S^y)}$ $y = 14,08(l_p)^2 + 9,4(l_p) + 0,75$	$k_{rel} = k/k_{sat}$ S = grau de saturação l_p = [índice de Plasticidade]

FONTE: Adaptado de GERSCOVICH; GUEDES (2004).

2.4.3 Resistência ao cisalhamento de solos não saturados

A resistência ao cisalhamento de solos saturados é expressa como função da tensão efetiva, como descrito anteriormente no item 2.3.1. No caso dos solos não saturados, o princípio das tensões efetivas não é válido de modo generalizado (MARINHO, 2005).

No caso de solos não saturados, o conhecimento das tensões efetivas torna-se problemático, uma vez que existem duas pressões diferentes que ocupam os vazios do solo, sendo elas a pressão de ar (u_a) e a pressão de água (u_w). A diferença entre as duas é chamada pressão de sucção.

Gerscovich (2012) demonstra a equação que define a resistência ao cisalhamento de solos não saturados, considerando a influência da sucção:

$$\tau_f = c' + (\sigma_n - u_a)_f \tan \Phi' + (u_a - u_w)_f \tan \Phi^b \quad (11)$$

Onde:

σ_n = tensão normal total;

c' , Φ' = parâmetros efetivos de resistência do solo saturado;

u_a = pressão no ar;

u_w = pressão na água;

Φ^b = parâmetro que quantifica um aumento na resistência devido a um aumento na sucção.

2.5 FLUXO EM BARRAGENS

O estudo do fluxo de água por uma barragem de terra tem por objetivo principal estimar as pressões neutras no interior do maciço da barragem e as vazões de percolação, tanto pelo maciço quanto pela fundação (GAIOTO, 2003).

O conhecimento das condições de fluxo interno é fundamental para as análises de segurança, além de fornecer subsídios para estudos de estabilidade de taludes (LACERDA *et al.*, 2007).

As análises de fluxo podem ser processadas através de vários métodos, tais como o físico, o gráfico, o analítico, o analógico e o numérico. Sendo este último o mais relevante neste trabalho.

Um modelo numérico representa uma simulação matemática de um processo físico real. Segundo Massad (2010), as soluções analíticas utilizam funções matemáticas muito complexas e são restritas a alguns casos de geometria bem simples. Sendo assim, as soluções numéricas implementadas

em programas computacionais vêm sendo utilizadas para resolver o problema de fluxo em meios porosos. As soluções numéricas geralmente são obtidas através do Método dos Elementos Finitos (MEF).

O MEF consiste na divisão do domínio de análise em elementos geométricos interconectados por nós. Estes elementos geralmente variam entre triângulos e quadrados e são comumente definidos como elementos finitos. Desse modo, o problema de fluxo é simplificado e resolvido em cada nó através do uso de funções de interpolação. O comportamento em conjunto e as interações destes elementos permitem analisar o comportamento de modelos mais complexos. (STRUFALDI, 2004).

Uma recomendação é iniciar a modelagem da malha a partir de um modelo simples e evoluir para um modelo mais complexo, o que irá facilitar a convergência da análise. Além disso, é importante que os resultados sejam coerentes com resultados obtidos através do traçado simplista feito a mão da rede de fluxo (GEO-SLOPE, 2012a).

Segundo Strufaldi (2004), uma análise de fluxo através do Método de Elementos Finitos procede-se em três passos. Primeiramente deve-se reconhecer o domínio de análise e modelar o problema, o que consiste em determinar a geometria da obra e desenhar a malha de elementos finitos, definir as propriedades dos materiais envolvidos e especificar as condições de contorno. O segundo passo consiste em processar o modelo através da formulação e solução do sistema de equações de elementos finitos. Por último devem-se interpretar os resultados obtidos no pós-processamento, no qual é possível a visualização gráfica da resposta numérica. A solução fornece a carga hidráulica total em todos os pontos da malha, a partir dos quais se podem traçar as equipotenciais (linhas de igual valor de carga total) e obter as outras variáveis de fluxo, como cargas hidráulicas, pressões neutras, gradientes e vazões.

As informações básicas para o processamento de análises de fluxo consistem nas condições de contorno, nas informações geométricas e nas características geotécnicas, tais como coeficientes de permeabilidade e condições de anisotropia (GAIOTO, 2003).

As características geotécnicas necessárias para as análises de fluxo resumem-se basicamente no coeficiente de permeabilidade e na curva

característica de retenção de água, no caso de solos não saturados, itens já abordados anteriormente. O estado de anisotropia do solo também deve ser considerado. Segundo Massad (2010), devido ao estado de compactação do maciço de barragens, pode-se dizer que o solo apresenta característica anisotrópica. Anisotropia é a característica de um solo em que certas propriedades físicas serão variáveis conforme as diferentes direções, no caso de barragens de terra, a permeabilidade na direção horizontal será maior que na vertical.

Na análise de barragens, a caracterização dos materiais é um dos grandes problemas devido à heterogeneidade dos mesmos. As características geotécnicas dos materiais podem ser obtidas por meio de ensaios de campo e/ou ensaios laboratoriais. Estes são realizados em amostras de solos do maciço e das fundações da barragem, ou através de referências bibliográficas de casos de obras com emprego de materiais semelhantes (HOVERE *et al.*, 2003).

A definição da geometria consiste no traçado da seção transversal que representa a barragem, juntamente com a fundação, como uma aproximação da geometria real do problema. No traçado da geometria define-se a posição relativa dos horizontes de solo e de rocha, bem como as espessuras e profundidades de cada camada que compõe a fundação. Também são definidas as inclinações dos taludes de montante e de jusante, as zonas de materiais que compõe o maciço da barragem e o sistema de drenagem interno (GAIOTO, 2003).

A solução da rede de fluxo requer a determinação das condições de contorno, as quais estão diretamente ligadas à geometria do problema. Um problema pode ser caracterizado como fluxo confinado ou não confinado. Massad (2010) define que o fluxo é confinado quando não existe linha freática, caso contrário, ele é denominado não confinado. O problema de fluxo permanente em barragens de terra é caracterizado como não confinado.

Uma vez definido o domínio de análise, as características geotécnicas e o tipo de fluxo do modelo, devem-se definir as condições de contorno do problema, que das quais, segundo Dell'Avanzi (2014), existem basicamente três. São elas:

- a) Carga imposta: carga total ou de pressão;

- b) Gradiente imposto: vazão ou velocidade de fluxo impostos;
- c) Mista: compatibilidade simultânea entre carga e gradiente impostos.

A determinação das condições de contorno nem sempre são fáceis de serem determinadas, ou seja, é necessário tempo e prática para compreender as práticas envolvidas e aprender a interpretar os resultados. Muitas vezes isso requer técnicas iterativas para se obter respostas condizentes (DELL'AVANZI, 2014).

2.6 ESTABILIDADE DE TALUDES

Segundo Cruz (2004), muitos são os obstáculos para se analisar a estabilidade de um talude natural ou compactado. Três das principais dificuldades referem-se a: selecionar os parâmetros de cálculo; prever as condições do fluxo de água e as pressões piezométricas resultantes; e antecipar as formas mais prováveis de ruptura, as superfícies potenciais a elas associadas e os mecanismos de ruptura envolvidos.

Segundo Gerscovich (2012), o objetivo da análise de estabilidade é avaliar a possibilidade de ocorrência de escorregamento de massa de solo presente em talude natural ou construído. Uma análise de estabilidade visa verificar se um talude é estável através de um fator de segurança associado a uma superfície potencial de ruptura. O fator de segurança (FS) é definido como a relação entre as tensões cisalhantes atuantes e a resistência ao cisalhamento do solo, o qual é dado por:

$$FS = \frac{\tau_f}{\tau_a} \quad (12)$$

Onde:

FS = fator de segurança;

τ_f = resistência ao cisalhamento do solo;

τ_a = tensões atuantes.

Esse tipo de abordagem define-se como determinística, pois estabelece um único valor para o fator de segurança. A TABELA 9 demonstra a condição do talude para os possíveis casos de fatores de segurança a serem encontrados. O fator de segurança admissível (FS_{adm}) para uma determinada obra corresponde a um valor mínimo a ser atingido e varia conforme definido no item 2.2.

TABELA 9 - FATORES DE SEGURANÇA E RESPECTIVAS CONDIÇÕES DE SEGURANÇA.

Fator de segurança (FS)	Condição do talude
FS < 1,0	Talude instável, que deverá sofrer ruptura.
FS = 1,0	Condição limite de estabilidade associada à iminência de ruptura, também, condição adotada geralmente nos cálculos de retroanálise.
FS > 1,0 (pouco maior)	Condição estável, quanto mais próximo de 1,0 for o FS, mais precária e frágil será a condição de estabilidade do talude.
FS > 1,0 (muito maior)	Condição estável, quanto maior for o FS, menores serão as possibilidades de o talude vir a sofrer ruptura quando submetido a condições críticas (percolação d'água, etc).

FONTE: GEO-SLOPE (2012b)

As análises de estabilidade dependem do tipo de análise dado à resistência ao cisalhamento do solo, representada pelos parâmetros c e Φ , que podem ser tratadas em termos de tensões totais ou efetivas. Considerando tensões efetivas, que é o mais correto conceitualmente, assume-se que as poropressões são conhecidas ao longo da superfície de ruptura, por ocasião da mesma. Já na análise em termos de tensões totais admite-se que as poropressões desenvolvidas nos ensaios triaxiais, que tentam simular as condições de carregamento e drenagem de campo, são iguais às que existirão no maciço de terra (MASSAD, 2010).

Segundo Gerscovich (2012), como o comportamento do solo é regulado pelo contato entre os seus grãos, a maneira mais adequada de realizar análises de estabilidade é em termos de tensões efetivas. Com isso, a definição da tensão de cisalhamento atuante é feita com base nas envoltórias de resistência. No caso de solos saturados, é necessário determinar os parâmetros c' , Φ' e u , sendo a tensão de cisalhamento atuante dada pela expressão:

$$T_{atuante} = \frac{c'}{FS} + (\sigma - u) \frac{\tan \phi'}{FS} \quad (13)$$

Para o caso de solos não saturados, é necessária a determinação do parâmetro ϕ^b , que é um parâmetro que quantifica um aumento na resistência devido a um aumento na sucção, e da parcela de sucção ($u_a - u_w$). A expressão torna-se:

$$T_{atuante} = \frac{c'}{FS} + (\sigma - u_a) \frac{\tan \phi'}{FS} + (u_a - u_w) \frac{\tan \phi^b}{FS} \quad (14)$$

Em alguns casos, a análise em termos de tensões totais fornece resultados confiáveis e exigem um número menor de parâmetros, logo se torna uma alternativa mais interessante do ponto de vista de custo do projeto. Essa abordagem pode ser realizada nas situações de solo saturado, de argilas normalmente adensadas ou levemente pré-adensadas e de condição crítica correspondente ao final de construção (GERSCOVICH, 2012).

Ainda segundo Gerscovich (2012), além do tipo de análise adotado, deve-se observar o momento crítico da obra para adotar a envoltória de resistência mais adequada para cada caso. Também pode haver, em um mesmo caso, solos saturados e não saturados ocorrendo simultaneamente nos diferentes materiais envolvidos na análise. Nesses casos, também é necessário utilizar a envoltória adequada para cada situação identificada em cada camada.

Os métodos de cálculo de estabilidade que serão apresentados baseiam-se na abordagem por equilíbrio limite. Esses métodos fundamentam-se na hipótese de haver equilíbrio numa massa de solo, tomada como corpo rígido-plástico, na iminência de entrar em processo de escorregamento (MASSAD, 2010).

Segundo Massad (2010), os métodos de equilíbrio limite pressupõem que o solo se comporta como material rígido-plástico (rompe bruscamente sem se deformar), que as equações de equilíbrio estático são válidas até a iminência da ruptura e que o fator de segurança é constante ao longo da superfície de ruptura.

Os métodos de equilíbrio limite adotam uma superfície de ruptura para o cálculo do fator de segurança, o qual é repetido até se encontrar a superfície correspondente ao menor fator de segurança. Essa tarefa é facilitada através do uso de ferramentas computacionais (MASSAD, 2010).

A forma da superfície de ruptura depende da geometria do problema, da estratigrafia, das características dos materiais envolvidos e dos métodos de cálculo disponíveis para a análise. As superfícies podem ser circulares, não circulares (qualquer) ou em forma de cunha (TONUS, 2009).

A maioria dos métodos de equilíbrio limite divide a região de solo delimitada pela superfície de ruptura em diversas fatias verticais e aplica as equações de equilíbrio para cada fatia isoladamente. Esse processo caracteriza o método das fatias, que possui diferentes abordagens dependendo das hipóteses adotadas para satisfazer as condições de equilíbrio (TONUS, 2009).

O método das fatias é comumente utilizado em análises de estabilidade por não apresentar restrições quanto à homogeneidade do solo, geometria do talude e tipo de análise em termos de tensões totais ou efetivas. O método das fatias permite a análise de solos heterogêneos, superfície irregular e inclui distribuição de poropressões. Além disso, o método pode ser dividido nas seguintes etapas: subdivide-se o talude em fatias, assumindo a base da fatia como linear; efetua-se o equilíbrio de forças em cada fatia, assumindo que as tensões normais na base da fatia são geradas pelo peso de solo contido na fatia; e calcula-se o equilíbrio do conjunto através da equação de equilíbrio de momentos em relação ao centro do círculo, considerando os pesos e as forças tangenciais na base das fatias (GERSCOVICH, 2012).

Segundo Gaioto (2003), os métodos de equilíbrio limite, bidimensionais, de Spencer, Morgenstern & Price, Janbu e Bishop simplificado têm sido muito utilizados, apresentando resultados semelhantes. A TABELA 10 resume esses métodos das fatias, bem como suas características quanto à forma da superfície de ruptura e quanto às equações de equilíbrio estático satisfeitas.

TABELA 10 - CARACTERÍSTICAS DOS MÉTODOS DE EQUILÍBRIO LIMITE.

Método	Superfície de Ruptura	Características
Spencer	Qualquer	Satisfaz equilíbrio de momentos e equilíbrio de forças verticais e horizontais
Morgenstern & Price	Qualquer	Satisfaz equilíbrio de momentos e equilíbrio de forças verticais e horizontais
Janbu	Qualquer	Satisfaz equilíbrio de forças verticais e horizontais
Bishop simplificado	Circular	Satisfaz equilíbrio de momentos e equilíbrio de forças verticais e horizontais

FONTE: Adaptado de TONUS (2009).

2.6.1 Método de Spencer

O método de Spencer é considerado um método rigoroso de análise de estabilidade de taludes por satisfazer as equações de equilíbrio de momentos e forças. Inicialmente foi desenvolvido para atender superfície de ruptura circular, porém depois foi adaptado para superfície de deslizamento qualquer (TONUS, 2009).

Esse método assume que as forças entre as fatias são paralelas entre si, ou seja, todas possuem inclinação de mesmo ângulo, o qual é calculado como parte do problema. A FIGURA 14 apresenta as forças consideradas pelo método. Spencer sugeriu adotar um valor de ângulo constante para todas as fatias para solucionar o problema de desequilíbrio entre o número de equações e de incógnitas (GERSCOVICH, 2012).

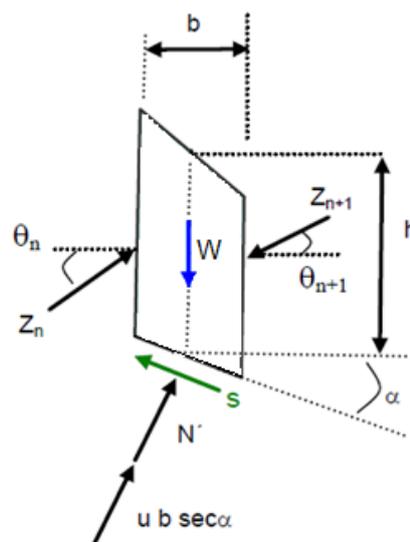
A partir do equilíbrio de forças nas direções paralela e normal a base da fatia chega-se a equação da resultante Q. A resultante Q é definida em termos totais, pois incorpora a parcela efetiva e a pressão de água atuante na face da fatia. A magnitude dessa resultante depende das características geométricas e parâmetros geotécnicos de cada fatia (GERSCOVICH, 2012).

$$Q = \frac{\frac{c'b}{FS} \sec \alpha + \frac{\tan \phi'}{FS} (W \cos \alpha - ub \sec \alpha) - W \sin \alpha}{\cos(\alpha - \theta) \left\{ 1 + \frac{\tan \phi'}{FS} \tan(\alpha - \theta) \right\}} \quad (15)$$

Onde:

Q = resultante das forças de interação atuantes na fatia;
 FS = fator de segurança;
 b = largura da base da fatia;
 T = tensões de corte atuantes na base da fatia;
 N = tensão normal mobilizada na base das fatias;
 W = peso próprio da fatia;
 θ = inclinação da resultante das forças de interação;
 c' = coesão;
 u = poropressão;
 Φ' = ângulo de atrito do solo;
 α = inclinação da base de uma fatia.

FIGURA 14 - ESFORÇOS NA FATIA PELO MÉTODO DE SPENCER.



FONTE: Adaptado de GERSCOVICH (2012).

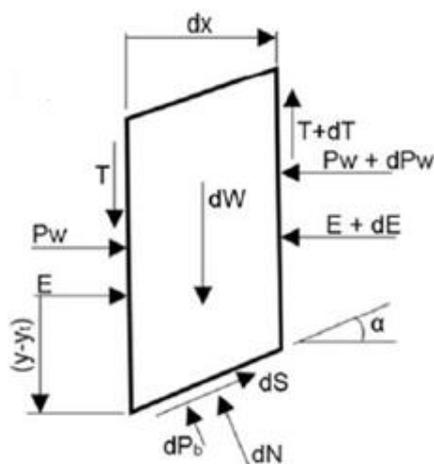
Para garantir o equilíbrio global, a soma das componentes horizontal e vertical das forças interlamelares deve ser nula. O procedimento de cálculo é iterativo, pois se adotam valores para o fator de segurança e para a inclinação do talude. Os cálculos são repetidos até que o equilíbrio de forças e momentos seja satisfeito para cada fatia. O uso do método de Spencer requer ferramenta computacional (TONUS, 2009).

2.6.2 Método de Morgenstern & Price

O método de Morgenstern & Price é um método rigoroso aplicado a superfícies de ruptura quaisquer e satisfaz todas as equações de equilíbrio estático. Nesse método, a massa instável é dividida em fatias infinitesimais, sendo necessário o uso de ferramenta computacional para execução dos cálculos (TONUS, 2009).

A FIGURA 15 apresenta todas as forças consideradas pelo método, inclusive a poropressão que é incluída nas forças entre as fatias.

FIGURA 15 - FORÇAS APLICADAS EM CADA FATIA DO MÉTODO DE MORGENSTERN & PRICE



FONTE: Adaptado de TONUS (2009).

Onde:

dW = força peso da fatia;

dN = força normal na base da fatia;

dS = força cisalhante atuante na base da fatia;

P_w = pressão neutra na lateral da fatia;

T = força tangencial entre fatias;

E = força normal entre fatias;

dP_b = resultante das pressões neutras na base das fatias;

dx = espessura da fatia;

α = inclinação da base da fatia.

Para poder resolver o problema, tornando-o estaticamente determinado, assume-se a seguinte relação entre E e T entre fatias:

$$T = \lambda f(x)E \quad (16)$$

Onde:

$f(x)$ = é uma função qualquer que se aproxime do problema real e que deve ser especificada, como a função seno, por exemplo;

λ = é um parâmetro determinado na solução de maneira iterativa.

Segundo Gerscovich (2012), o método é solucionado iterativamente, definindo-se previamente a função $f(x)$. O processo iterativo é repetido até que as equações de equilíbrio de forças e de momentos sejam satisfeitas para um mesmo valor de λ .

2.6.3 Método de Janbu

Janbu desenvolveu um método rigoroso generalizado que satisfaz todas as equações de equilíbrio. A massa de solo é subdividida em fatias infinitesimais e o equilíbrio de forças e momentos é realizado em cada fatia (GERSCOVICH, 2012). A FIGURA 16 apresenta um desenho esquemático de um talude e as respectivas incógnitas utilizadas para o cálculo do FS.

O método de Janbu simplificado foi desenvolvido para reduzir o esforço computacional exigido pelo método rigoroso. O método foi desenvolvido para taludes homogêneos e reduz o problema a partir da utilização de um fator de correção f_o que incorpora a influência da força entre fatias.

O fator de segurança é dado pela equação:

$$FS = f_o \frac{\sum \{c' b + (p - u) \tan \Phi'\}}{\sum (dW \tan \alpha) + Q} \quad (17)$$

Sendo que:

$$n_{\alpha} = \cos^2 \alpha \left(1 + \frac{\tan \Phi'}{FS} \tan \alpha \right) \quad (18)$$

Onde:

c' e Φ' = coesão e ângulo de atrito para o centro da base da fatia;

f_o = fator de correção determinado graficamente, função de d/L e do tipo de solo;

n_{α} = parâmetro definido em função da geometria e determinado graficamente para cada fatia em função da inclinação da base;

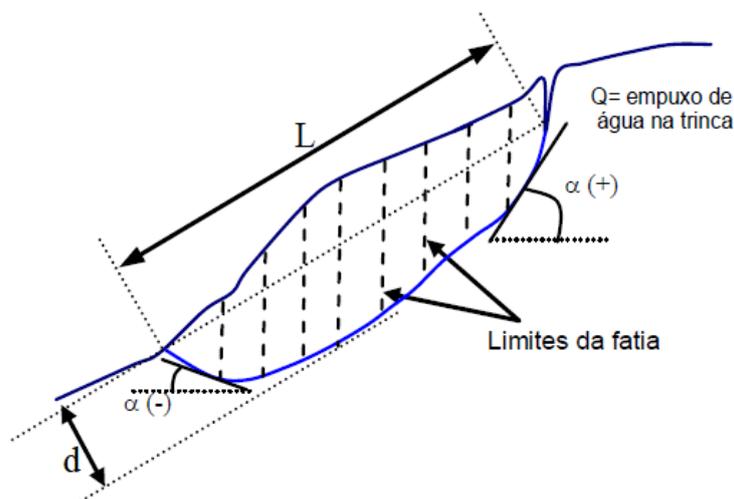
p = peso médio por unidade de largura;

u = poropressão média na base da fatia;

Q = empuxo de água na trinca;

α = inclinação da base da fatia.

FIGURA 16 - GEOMETRIA DO MÉTODO DE JANBU SIMPLIFICADO.



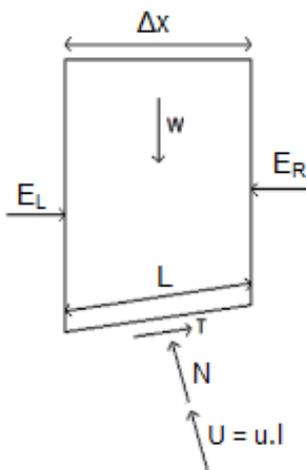
FONTE: GERSCOVICH (2012).

A solução do problema resulta de um processo iterativo, no qual é arbitrado o valor de FS para a equação de n_{α} e então calculado o valor de FS . Se o valor de FS for diferente ao do arbitrado, determina-se novos valores para f_o e n_{α} até a convergência dos resultados (GERSCOVICH, 2012).

2.6.4 Bishop Simplificado

O método de Bishop Simplificado admite superfície de ruptura circular, considera que as forças nas laterais das fatias são horizontais e desconsidera as forças tangenciais entre elas. O equilíbrio das forças é feito na vertical, o que faz com que o método satisfaça o equilíbrio de momentos e o equilíbrio das forças verticais (TONUS, 2009).

FIGURA 17 - FORÇAS ATUANTES NA FATIA PELO MÉTODO DE BISHOP SIMPLIFICADO.



FONTE: Adaptado de MASSAD (2010).

O fator de segurança é dado pela equação:

$$FS = \frac{\sum [\Delta x + (W - u\Delta x) \tan \Phi'] \cdot \left\{ 1 / \left[\cos \left(1 + \frac{\tan \alpha \tan \Phi'}{FS} \right) \right] \right\}}{\sum W \sin \alpha} \quad (19)$$

Onde:

FS = fator de segurança;

c' = coesão;

Δx = comprimento horizontal da fatia;

W = peso próprio da fatia;

u = poropressão;

Φ' = ângulo de atrito do solo;

α = inclinação da base de uma fatia.

Como FS aparece em ambos os membros da equação, necessita-se de processo iterativo para solucionar o problema. Em geral, três ciclos de iteração são suficientes, se for necessário atingir uma maior precisão pode-se utilizar o método de Newton-Raphson para abreviar o processo (MASSAD, 2010).

3 MATERIAIS E MÉTODOS

Neste item serão descritas as informações da barragem e dos solos utilizados para a construção da barragem e a metodologia adotada para a realização das simulações computacionais. Além disso, será descrito o método utilizado em laboratório para determinar a curva característica do solo que constitui o maciço da barragem.

3.1 MATERIAIS

A realização da modelagem computacional requer a definição prévia de algumas características importantes do objeto de estudo, como a geometria da seção em análise, bem como os materiais geotécnicos envolvidos.

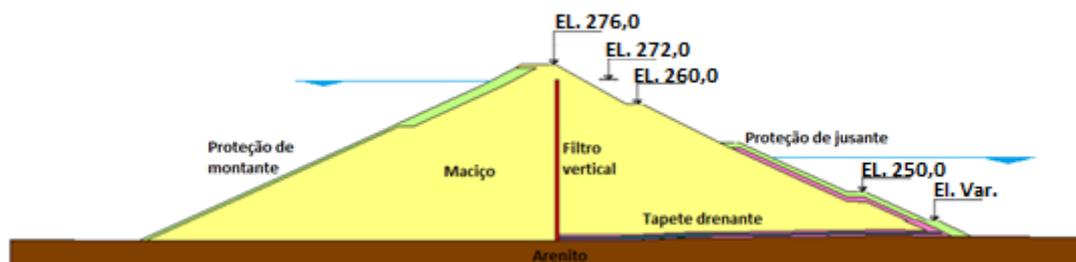
3.1.1 Características da barragem

A barragem de terra utilizada como estudo de caso está em fase final de construção. O projeto prevê que a barragem possua 1526 metros de comprimento na crista e 40 metros de altura máxima. O nível d'água operacional máximo do reservatório não deve ultrapassar a cota 272 metros. O nível d'água a jusante da barragem deve manter-se na cota de 255,5 metros.

A seção típica da barragem a ser analisada foi definida como sendo a seção máxima da barragem, uma vez que não há grandes variações nas características das seções ao longo da mesma.

A barragem possui seção homogênea e está sendo construída com um aterro compactado, no qual o material aplicado é uma areia silto-argilosa. Além disso, a barragem conta com um sistema de drenagem interno composto por um filtro vertical e um tapete drenante. O filtro vertical é composto por areia natural fina, enquanto o tapete drenante é composto por camadas de areia natural média a grossa e brita 1. Para a proteção dos taludes de montante e jusante está sendo utilizado um material composto por cascalho. A fundação do maciço foi assentada em arenito, como apresentado na FIGURA 18.

FIGURA 18 - CARACTERÍSTICAS GEOMÉTRICAS DA SEÇÃO TÍPICA DA BARRAGEM



FONTE: A Autora (2016)

3.1.2 Características dos solos

As análises de fluxo e estabilidade requerem o conhecimento prévio das características geotécnicas dos solos envolvidos na modelagem. A projetista da barragem forneceu os dados dos solos que foram utilizados para a realização do projeto.

Entretanto, para o solo do maciço da barragem foram realizados em laboratório ensaios de caracterização, resistência ao cisalhamento e permeabilidade a partir de amostra indeformada de solo coletada durante a execução da barragem.

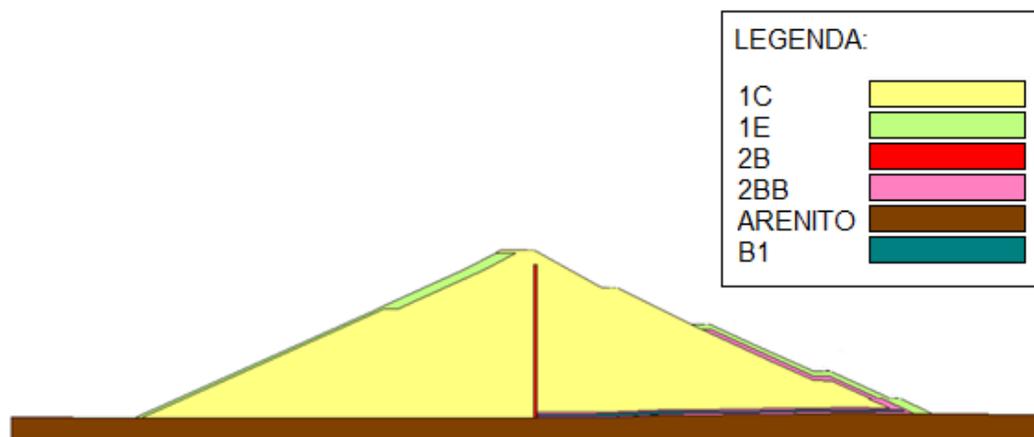
A TABELA 11 apresenta os materiais que compõe o corpo da barragem, bem como o local de aplicação dos mesmos, enquanto a FIGURA 19 ilustra a seção transversal da barragem com os materiais que a compõe.

TABELA 11 - MATERIAIS GEOTÉCNICOS UTILIZADOS NA BARRAGEM

Material	Local	Classificação do Solo
1C	Maciço	Areia silto argilosa
1E	Proteção	Cascalho
2B	Filtro vertical	Areia natural fina
2BB	Tapete drenante/ Areia	Areia natural média e grossa
B1	Tapete drenante/ Brita 1	Brita 1
Arenito	Fundação	Arenito

FONTE: A Autora (2016)

FIGURA 19 - CARACTERÍSTICAS DA SEÇÃO EM ESTUDO DA BARRAGEM DE TERRA



FONTE: A Autora (2016)

Os parâmetros adotados nas análises foram definidos a partir das informações fornecidas pela projetista, com exceção do solo 1C, para o qual foram utilizados os parâmetros obtidos nos resultados dos ensaios de laboratório.

Os parâmetros necessários para as análises de estabilidade são basicamente o peso específico do material e os parâmetros de resistência (intercepto coesivo, Φ e Φ^b). O parâmetro Φ^b foi assumido como sendo a metade do valor de Φ , como recomendado por GEO-SLOPE (2012b). A TABELA 12 apresenta um resumo dos parâmetros adotados para a realização das análises de estabilidade.

TABELA 12 - PARÂMETROS GEOTÉCNICOS ADOTADOS

Material	Peso específico natural (kN/m ³)	Intercepto coesivo (kPa)	Ângulo de atrito interno (°)	Φ^b (°)
1C	18,0	20	22	11
1E	20,0	0	34	17
2B	18,0	0	32	16
2BB	19,0	0	34	17
B1	21,0	0	40	20
Arenito ^(*)	20,0	250	35	17,5

(*) Parâmetros de resistência obtidos a partir de referências bibliográficas.

FONTE: A Autora (2016)

Quanto às análises de fluxo, as informações necessárias sobre os solos dizem respeito basicamente sobre a permeabilidade de cada material.

Neste sentido, é necessário conhecer o coeficiente de permeabilidade saturado do solo e a curva característica de retenção de água. A partir desses dois dados é possível estabelecer a função de permeabilidade do solo.

O solo que compõe o maciço da barragem foi considerado anisotrópico, com um coeficiente de permeabilidade na direção horizontal 10 vezes maior que o coeficiente de permeabilidade na direção vertical. Por se tratar de um material que possui um teor de argila significativo, o mesmo apresenta grande influência da sucção, um aspecto marcante em solos argilosos não saturados. Desse modo, foi necessário definir para este material a curva característica de retenção de água. Os procedimentos utilizados para a realização do ensaio e os resultados obtidos serão explanados a seguir nos itens 3.2.1 e 4.1, respectivamente.

A fundação e os demais materiais presentes na barragem, como o filtro vertical, o tapete drenante e as proteções de montante e jusante, foram considerados isotrópicos. Para estes materiais não houve a necessidade de se estimar as funções de permeabilidade, pois se assumiu que os mesmos estão submetidos a valores de sucção muito baixos. Desse modo, os coeficientes de permeabilidade foram considerados constantes.

A TABELA 13 apresenta as propriedades hidráulicas dos materiais da barragem.

TABELA 13 - PROPRIEDADES HIDRÁULICAS DOS MATERIAIS

Material	K_v (m/s)	K_h (m/s)	Característica do meio	Função permeabilidade
1C	$1,0 \times 10^{-8}$	$1,0 \times 10^{-7}$	Anisotrópico	Não linear
1E	$1,0 \times 10^{-5}$	$1,0 \times 10^{-5}$	Isotrópico	Linear
2B	$1,0 \times 10^{-4}$	$1,0 \times 10^{-4}$	Isotrópico	Linear
2BB	$1,0 \times 10^{-3}$	$1,0 \times 10^{-3}$	Isotrópico	Linear
B1	$1,0 \times 10^{-2}$	$1,0 \times 10^{-2}$	Isotrópico	Linear
Arenito ^(*)	$1,0 \times 10^{-6}$	$1,0 \times 10^{-6}$	Isotrópico	Linear

FONTE: A Autora (2016)

3.2 MÉTODOS

Com relação aos programas utilizados, as análises de fluxo foram realizadas utilizando o programa SEEP/W (GEO-SLOPE, 2012a) enquanto as análises de estabilidade foram conduzidas utilizando o programa SLOPE/W

(GEO-SLOPE, 2012b). Para a realização das análises do caso de solos no estado não saturado, foi necessário determinar a curva de retenção de água do solo que compõe o aterro compactado da barragem (solo 1C). Esta curva foi determinada através do método do papel filtro.

3.2.1 Método do papel filtro

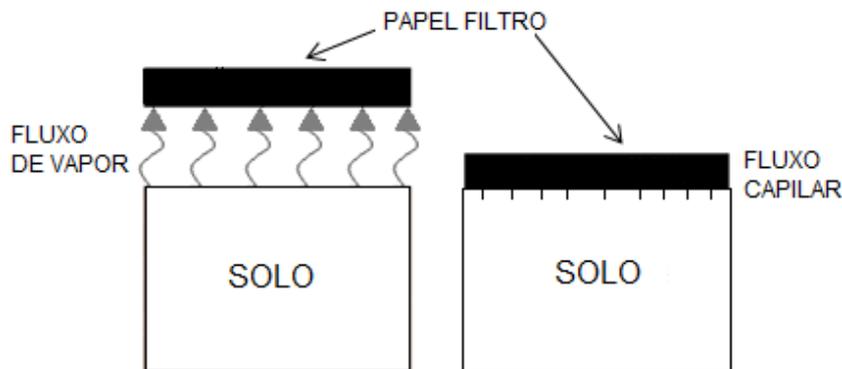
A sucção é um parâmetro muito importante para o estudo de um solo não saturado. Para defini-la, o método do papel filtro tem se mostrado muito útil. A simplicidade do método, seu baixo custo e a possibilidade de medir a sucção total ou mátrica em largos limites (30-30000 kPa) são as vantagens observadas para essa técnica. Entretanto se faz necessário extremo cuidado na execução do procedimento e na análise dos resultados (MARINHO, 1994; FEUERHARMEL, 2003).

Quando um solo úmido é colocado em contato com um material poroso que possua capacidade de absorver água, a mesma tenderá a passar do solo para o material poroso, até que o equilíbrio seja estabelecido, ou seja, até que não ocorra mais fluxo entre o solo e o papel. O tempo de equilíbrio é muito importante para a obtenção da sucção correta, pois no equilíbrio observam que a sucção é a mesma para os dois materiais, ainda que estes possuam umidades diferentes. Logo, a água absorvida pelo papel filtro pode ser utilizada para obter a sucção do sistema.

Segundo Marinho (1995), a troca de água entre os materiais pode ocorrer de duas formas: através de fluxo de vapor, quando não há contato entre os materiais; ou através de fluxo capilar, quando há contato entre os materiais. A FIGURA 20 representa os dois tipos de fluxos entre solo e papel filtro.

Se o fluxo ocorrer através de vapor, a sucção medida será a total, pois as moléculas devem se separar e sair dos poros vencendo forças capilares e osmóticas. Se o fluxo ocorrer por capilaridade, mede-se a sucção mátrica, pois o componente osmótico não atua como uma força adicional que impede o fluxo de água para o papel filtro. A única maneira de estabelecer a sucção osmótica pelo método do papel filtro é realizando a diferença entre a sucção total e a sucção mátrica (FEUERHARMEL, 2003).

FIGURA 20 - TIPOS DE FLUXOS DO SOLO PARA O PAPEL FILTRO



FONTE: Adaptado de MARINHO (1994).

O papel filtro utilizado no ensaio deve ser do tipo “quantitativo”. Para obter o valor de sucção, se faz necessário o uso de uma curva de calibração, obtida do equilíbrio do papel com soluções salinas de sucção osmótica conhecida. Após o equilíbrio, o papel filtro é retirado, pesado e seco em estufa para determinação do seu teor de umidade. O teor de umidade obtido é relacionado com a sucção já conhecida. A curva de calibração é dependente do tipo de papel filtro utilizado. Nos últimos cinquenta anos, diversas equações de calibração foram propostas na literatura, principalmente para os papéis filtro das marcas Whatman nº 42 e Schleicher & Schuell nº 589. Marinho (1995) sugere algumas equações de calibração para esses papéis, como apresentado na TABELA 14.

TABELA 14 - EQUAÇÕES DE CALIBRAÇÃO DO PAPEL FILTRO

Papel	Calibração	Referência
Whatman nº 42	$S(\text{kPa}) = 10^{(6,05-2,48 \log wp)}$ $wp > 47\%$	Chadler <i>et al.</i> (1992) (Sucção mátrica)
	$S(\text{kPa}) = 10^{(4,84-0,0622 wp)}$ $wp \leq 47\%$	
Whatman nº 42	$S(\text{kPa}) = 10^{(2,412-0,0135 wp)}$ $wp > 45,3\%$	Greace <i>et al.</i> (1987) ASTM D5298-94 (Sucção total)
	$S(\text{kPa}) = 10^{(5,327-0,0779 wp)}$ $wp \leq 45,3\%$	
Schleider & Schull nº 589	$S(\text{kPa}) = 10^{(1,882-0,01202 wp)}$ $wp > 54\%$	ASTM D5298-94 (Sucção total)
	$S(\text{kPa}) = 10^{(5,056-0,0688 wp)}$ $wp \leq 54\%$	

FONTE: MARINHO (1995).

Também se deve observar que o tipo de sucção avaliada, total ou mátrica, influencia a curva de calibração, pois há uma curva diferente para cada uma delas, visto que para cada sucção o tipo de contato é diferente. Ou

seja, a curva de calibração só deve ser usada para medir a sucção para a qual o papel filtro foi calibrado e com o mesmo tipo de papel utilizado na calibração.

A técnica do método do papel filtro é muito simples, mas é necessário que seja realizada e analisada cuidadosamente para aumentar o grau de confiabilidade nos resultados. Alguns aspectos da realização do ensaio devem receber uma atenção especial. Entre eles, está o tipo de contato entre o papel filtro e o solo. Se o solo estiver mais úmido, o papel filtro adere-se bem ao material. Já se o solo estiver mais seco, o papel fica mais solto, nesse caso propõe-se colocar um peso sobre a amostra a fim de garantir um bom contato solo-papel.

O tempo de equalização é uma das considerações mais importantes para o método do papel filtro. O tempo exigido pela norma ASTM D5298-94 é de sete dias, independente do nível e tipo de sucção. Como citado em Marinho (1994), para o papel filtro em contato com a água de poro (medição da sucção matricial), grande parte da água é absorvida nos primeiros minutos e a partir daí e lentamente absorvida até chegar ao equilíbrio em aproximadamente sete dias. No caso do papel não estar em contato com a água de poro (medição da sucção total), quanto mais baixo o valor da sucção, maior o tempo de equilíbrio. A TABELA 15 apresenta sugestões para o tempo de equilíbrio em função do nível de sucção para o papel filtro Whatman N°42.

TABELA 15 - TEMPO DE EQUÍLIBRIO PARA MEDIR SUCÇÃO TOTAL EM FUNÇÃO DO NÍVEL DE SUCÇÃO

Nível de sucção total (kPa)	Tempo de equilíbrio sugerido
0 – 100	>30 dias
100 – 250	30 dias
250 – 1000	15 dias
1000 – 30000	7 dias

FONTE: MARINHO (1994).

Feuerharmel (2003) lembra que outro fator importante é a *histerese* do papel filtro, ou seja, o teor de umidade final depende da direção do fluxo da água. Se o papel estiver inicialmente seco, a água fluirá do solo para o papel. Se o papel estiver úmido no início, a água fluirá do papel para o solo. Para isso, existem duas curvas de calibração do papel filtro: uma para a trajetória de secagem (primeiro caso) e outra para a trajetória de umedecimento (segundo

caso). Para a execução do método, é aconselhável usar o papel nas mesmas condições em que ele foi calibrado.

Durante a determinação da umidade do papel filtro, deve-se ter cuidado ao retirar o papel da amostra sem perda significativa de umidade e ao retirar o papel da estufa sem que ganhe umidade. Para que isso não ocorra, o papel deve ser colocado em recipiente fechado nos dois casos e o procedimento tem que ocorrer o mais rápido possível. A temperatura do local em que o ensaio é realizado também deve ser controlada para que não haja evaporação e condensação, o que interferiria no processo de transferência entre os materiais porosos. Recomenda-se que a temperatura seja constante em torno dos 20°C, com uma variação máxima de 3°C.

Para a determinação da curva característica do solo 1C, foram utilizados dois corpos de prova, um para a trajetória de secagem e outro para a trajetória de umedecimento. Foram realizados cinco repetições do ensaio para a trajetória de secagem e cinco para a trajetória de umedecimento. A realização do ensaio seguiu as recomendações descritas por Feuerharmel (2003) e a sucção medida foi a mátrica.

Os corpos de prova utilizados no ensaio foram moldados em anéis com 5 cm de diâmetro e 2 cm de altura, a partir das amostras dos blocos indeformados extraídos do aterro compactado durante a execução do maciço da barragem. Evitou-se a realização de forças de penetração no anel evitando que a amostra a ser ensaiada fosse amolgada. Se o ensaio fosse realizado com amostras deformadas, dever-se-ia calcular a quantidade de material a ser colocada no anel para que o corpo de prova tenha as mesmas características da amostra indeformada. O teor de umidade inicial foi obtido com o excesso de solo das moldagens e determinaram-se os índices físicos iniciais (peso específico, grau de saturação e índice de vazios).

Como o corpo de prova não foi utilizado imediatamente após a moldagem, o mesmo foi revestido com papel alumínio e filme plástico de PVC e colocado em saco plástico lacrado para preservar a umidade inicial.

Dois pedaços de papel filtro, com área superior a 2 cm², foram retirados da caixa com o auxílio de uma pinça metálica. Cada papel foi colocado em uma cápsula e levado a uma estufa de 105°C por 24 horas. Após esse período de secagem, o papel filtro foi colocado em um recipiente de vidro

e pesados na balança de precisão de 0,0001g para a obtenção do peso seco. Colocou-se então, na parte superior da amostra, os dois pedaços de papel filtro, sem sobrepô-los. Em seguida, o conjunto amostra + papel filtro foram protegidos por papel alumínio e filme plástico de PVC. As amostras embrulhadas foram mantidas em ambiente climatizado com temperatura de 20°C (variação máxima de 2°C) até a obtenção do tempo de equalização. Para medir a sucção mátrica, o tempo para o equilíbrio é de 4 a 7 dias. Na oportunidade dos ensaios o tempo mínimo de equalização foi de 7 dias.

Depois de alcançado o tempo de equalização, os papéis filtro foram removidos rapidamente e colocados em um recipiente de vidro com tampa, dentro de 3 a 5 segundos, e pesados na balança com precisão de 0,0001g para obtenção do peso úmido. Em seguida, os papéis foram descartados e o recipiente de vidro pesado. Com esses dados, é possível calcular o teor de umidade do papel filtro.

Com o teor de umidade do papel filtro e a correspondente equação de equilíbrio pôde-se obter a sucção do papel filtro, considerada igual para a amostra. Esse valor de sucção e o teor de umidade (ou grau de saturação) correspondem a um ponto da curva característica.

A obtenção do próximo ponto da trajetória de umedecimento ou secagem foi realizada com o auxílio de conta-gotas e balança com precisão de 0,01g. A umidade inicial (w_0) é conhecida, a partir daí variou-se a umidade da amostra $w_0+1\%$ para a trajetória de umedecimento e $w_0-1\%$ para a trajetória de secagem. Durante o umedecimento, esperou-se 1 hora para o fechamento da amostra para garantir que a água penetre na amostra. Para a trajetória de secagem, a amostra foi deixada exposta ao ambiente para que ocorra a evaporação até atingir o peso correspondente do próximo ponto. Quando as amostras atingem o peso necessário, os passos acima descritos foram repetidos. Ao final do ensaio, os dados foram processados para, na sequência, serem utilizados nas análises de fluxo e estabilidade.

A curva característica de retenção de água pode ser utilizada para a obtenção da função de permeabilidade de um solo não saturado. A função de permeabilidade é determinada através do coeficiente de permeabilidade saturado e pela curva característica de retenção de água, ambos previamente definidos. O programa SEEP/W faz uma estimativa da função de

permeabilidade através da curva característica e do coeficiente de permeabilidade por meio da equação proposta por Fredlund *et al.*, em 1994, resultando em uma função não linear entre coeficiente de permeabilidade e a sucção. Essa equação pode ser descrita como:

$$k_w = k_s \frac{\sum_{i=j}^N \frac{\theta(e^y) - \theta(\psi)}{e^{y_i}} \theta'(e^{y_i})}{\sum_{i=j}^N \frac{\theta(e^y) - \theta_s}{e^{y_i}} \theta'(e^{y_i})} \quad (20)$$

Onde:

k_w = permeabilidade não saturada;

k_s = permeabilidade saturada;

θ_s = teor de umidade volumétrico saturado;

ψ = sucção;

$e = 2,71828$;

y = variável de integração que representa o logaritmo da sucção;

θ' = primeira derivada da equação de Fredlund *et. al.*(1994) para a curva característica;

i = intervalo entre j e N ;

j = a menor poropressão negativa descrita pela função final;

N = a maior poropressão negativa descrita pela função final.

3.2.2 Programa SEEP/W

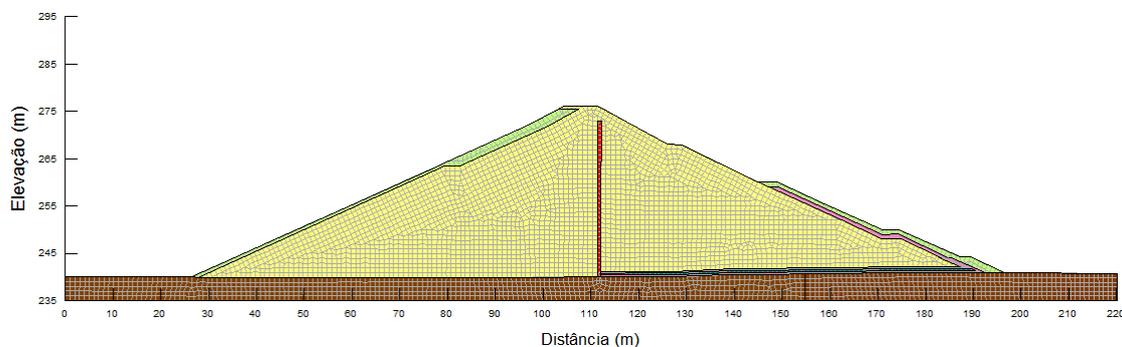
SEEP/W é um modelo matemático que simula o processo físico real da água fluindo por entre as partículas do solo através do método dos elementos finitos. Claro que, como sendo um modelo numérico, possui limitações, como no que diz respeito à umidade que sai da superfície do solo no sistema de modelagem. O SEEP/W é formulado apenas para que o fluxo siga a Lei de Darcy. Lembrando também que as condições reais são simplificadas para o modelo tornar-se possível de ser resolvido e para se obter a melhor resposta possível.

Para iniciar a modelagem, primeiramente deve-se definir a geometria a ser analisada, a qual deve ser simplificada o máximo possível. Em seguida, definir as propriedades dos materiais envolvidos, principalmente o coeficiente

de condutividade hidráulica. Com isso, podem-se determinar as condições de contorno. Também já se pode ter uma ideia de como será o resultado através de um esboço da rede de fluxo. Após análises preliminares e a obtenção de resultados satisfatórios, pode-se melhorar as análises acrescentando mais dados.

A seção da barragem foi discretizada em uma malha de 4714 elementos finitos, os quais foram gerados automaticamente pelo programa SEEP/W e distribuídos de maneira uniforme entre todas as regiões definidas para a seção transversal. A FIGURA 21 apresenta a malha gerada.

FIGURA 21 - MALHA DE ELEMENTOS FINITOS



FONTE: A Autora (2016)

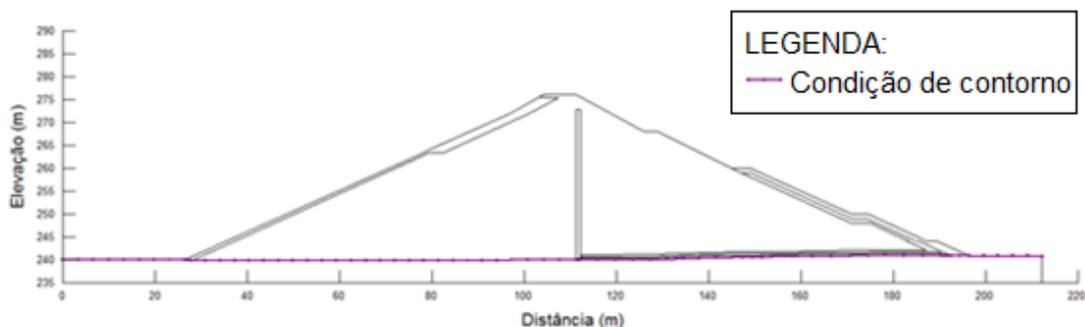
Na definição das propriedades, os materiais podem ser definidos como saturados, quando todos os vazios estão preenchidos por água, ou saturados/insaturados, quando os materiais apresentam variações no volume de água dentro dos poros em função da sucção matricial a eles imposta. Para estes materiais, pode ser determinada em laboratório a curva característica de sucção ou utilizar as “funções típicas” de diferentes tipos de solo fornecidas pelo software. Os coeficientes de permeabilidade dos materiais podem ser definidos através de uma estimativa, considerando as características de cada solo em campo, ou através do ensaio de permeabilidade (GEO-SLOPE, 2012a).

As condições de contorno são definidas com base nas pressões piezométricas. Tendo estabelecido os níveis de água a montante e a jusante, e sabendo as cotas do terreno, é possível determinar as pressões totais tanto a montante quanto a jusante. Na fase de final de construção considerou-se que o nível d’água está ligeiramente abaixo da base da barragem, o que representa a

pior situação para esta fase. Para a fase de operação normal considerou-se o nível do reservatório na cota máxima de 272 metros, enquanto que o nível de jusante manteve o nível constante na cota 255,5 metros.

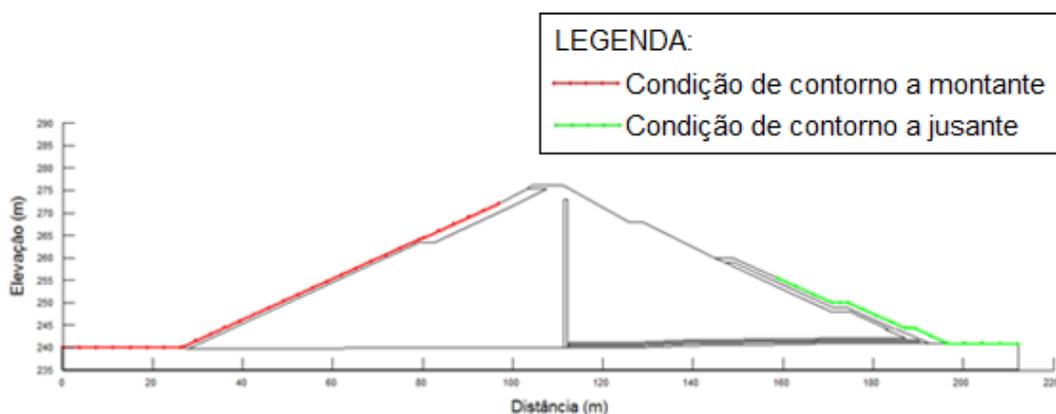
As FIGURAS 22 e 23 apresentam as condições de contorno estabelecidas para as fases de final de construção e operação normal.

FIGURA 22 - CONDIÇÃO DE CONTORNO PARA A FASE DE FINAL DE CONSTRUÇÃO



FONTE: A Autora (2016)

FIGURA 23 - CONDIÇÕES DE CONTORNO PARA A FASE DE OPERAÇÃO NORMAL



FONTE: A Autora (2016)

Para a fase de rebaixamento rápido do reservatório não foram definidas condições de contorno, uma vez que optou-se por traçar a linha freática manualmente. Desse modo, a linha freática encontrada nas análises de fluxo para operação normal foi ajustada e o nível d'água de montante foi rebaixado até a cota 264 metros.

Com esses dados básicos, é possível obter uma análise de fluxo inicial que pode ser aperfeiçoada com o incremento de dados mais precisos. Um bom resultado final depende muito do conhecimento teórico e do senso crítico do

modelador, uma vez que este deve saber analisar e criticar a congruência dos resultados gerados pelo software para se chegar a uma análise confiável.

3.2.3 Programa SLOPE/W

O programa SLOPE/W é um programa que utiliza a teoria de equilíbrio limite para calcular o Fator de Segurança de taludes em solos ou rochas. Este programa necessita de dados de entrada para iniciar o processamento de dados e fornecer a solução do problema. Primeiramente, define-se a geometria do talude a ser analisado, bem como as camadas de solo que o compõe. Em seguida, são especificados os métodos de análise, e então inseridos os dados de peso específico, coesão e ângulo de atrito para cada camada de solo desenhada. Para as análises que consideram a sucção no solo é necessário definir o parâmetro Φ^b , o qual é uma propriedade do material. GEO-SLOPE (2012b) sugere que, para fins práticos, Φ^b seja considerado igual à metade de Φ .

No programa SLOPE/W, o parâmetro Φ^b é tratado como um valor constante, porém, na realidade, este valor varia com o grau de saturação. À medida que a saturação do solo diminui, Φ^b diminui também. Essa diminuição em Φ^b é um reflexo do fato da poropressão negativa atuar sobre uma área menor. Alternativamente ao uso de Φ^b , o SLOPE/W possui a opção de utilizar a curva característica de retenção de água para estimar a resistência ao cisalhamento do solo não saturado (GEO-SLOPE, 2012b).

Para a análise de estabilidade, o SLOPE/W permite importar do SEEP/W, como dado de entrada, o perfil de pressões de água atuantes nos taludes da barragem, utilizando para o cálculo a contribuição da sucção para a resistência e para o fator de segurança do talude. Para as fases de final de construção e operação normal, foram utilizados os perfis de poropressões gerados pelo programa SEEP/W. Para a fase de rebaixamento rápido do reservatório, optou-se por traçar a linha freática manualmente, ajustando a linha freática encontrada nas análises de fluxo para operação normal, rebaixando o nível d'água de montante até a cota 264 metros.

Em seguida são definidos linhas ou pontos que são usados para computar o raio do círculo da superfície de ruptura. Por fim, o programa resolve o problema processando as simulações e permitindo a visualização gráfica das análises (GEO-SLOPE, 2012b).

4 ANÁLISES E RESULTADOS

Neste item serão abordados os resultados obtidos para a curva característica de retenção de água do solo 1C, através do método do papel filtro, e os resultados das análises de fluxo e estabilidade.

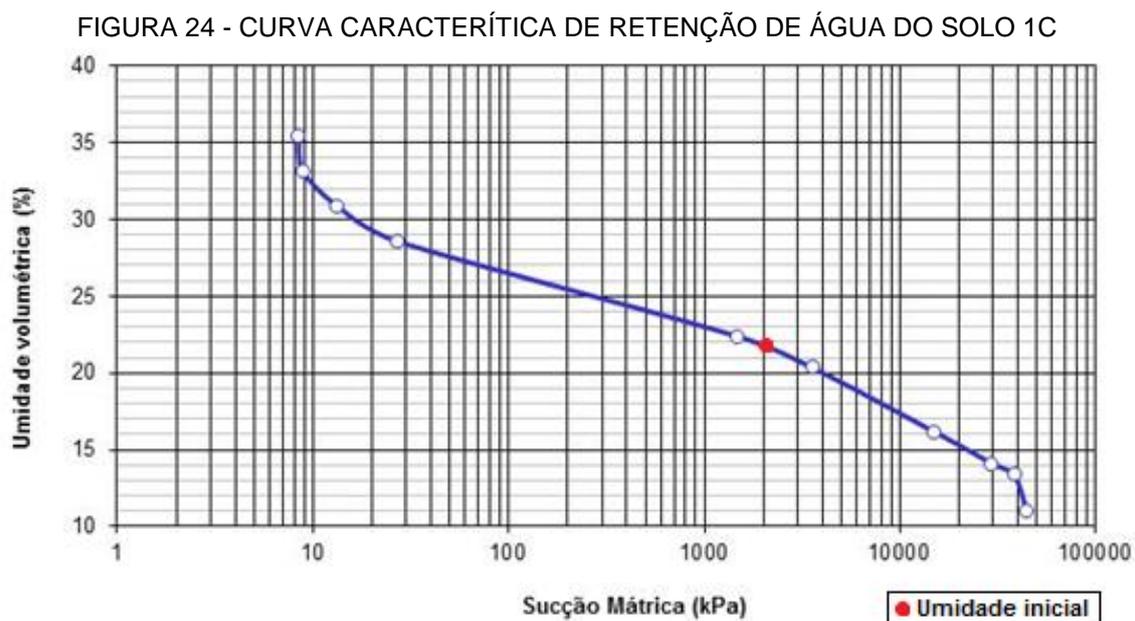
4.1 CURVA CARACTERÍSTICA DE RETENÇÃO DE ÁGUA DO SOLO 1C

No item 3.1.2 foi citado sobre as propriedades hidráulicas do solo 1C necessárias para a realização das análises de fluxo. Para entender melhor o comportamento deste solo, foi realizado o ensaio pelo método do papel filtro para obter a curva característica de retenção de água do solo 1C. O ensaio foi realizado conforme descrito no item 3.2.1. A TABELA 16 apresenta os índices físicos iniciais da amostra de solo 1C, utilizada para a realização do ensaio. Após a realização do ensaio pelo método do papel filtro, os dados obtidos foram processados e a curva característica obtida para o solo 1C está apresentada na FIGURA 24.

TABELA 16 - ÍNDICES FÍSICOS INICIAIS DA AMOSTRA DE SOLO 1C

ρ_{nat} (g/cm ³)	ρ_s (g/cm ³)	e_o	w_o (%)	S_o (%)
1,80	2,68	0,66	11,2	46,35

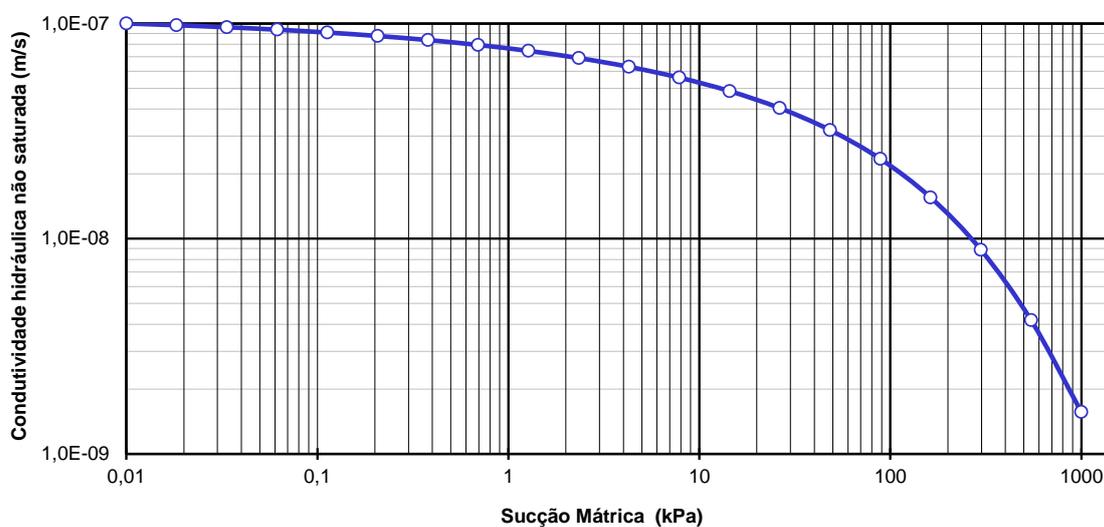
FONTE: A autora (2016)



FONTE: A Autora (2016)

A função de permeabilidade foi determinada através do programa SEEPW, que faz uma estimativa da função de permeabilidade através da curva característica e do coeficiente de permeabilidade por meio da equação proposta por Fredlund *et al.* Em 1994, como apresentado anteriormente. Desse modo, tem-se na FIGURA 25 a função de permeabilidade, que correlaciona a permeabilidade com a sucção, estimada para o solo 1C através da curva característica e pelo coeficiente $k=1 \times 10^{-7}$ m/s, adotando-se um intervalo de sucção de 0 a 1000 kPa.

FIGURA 25 - CURVA DE CONDUTIVIDADE HIDRÁULICA NÃO SATURADA DO SOLO 1C



FONTE: A Autora (2016)

A permeabilidade é um dos parâmetros que sofre influência da sucção presente do solo. Nota-se que quanto maior a sucção, menor é o coeficiente de permeabilidade do solo devido à presença de ar entre os vazios do solo. Quando o solo está totalmente saturado, ou seja, quando todos os seus vazios estão preenchidos por água, a sucção é nula e tem-se o que chamamos de permeabilidade saturada.

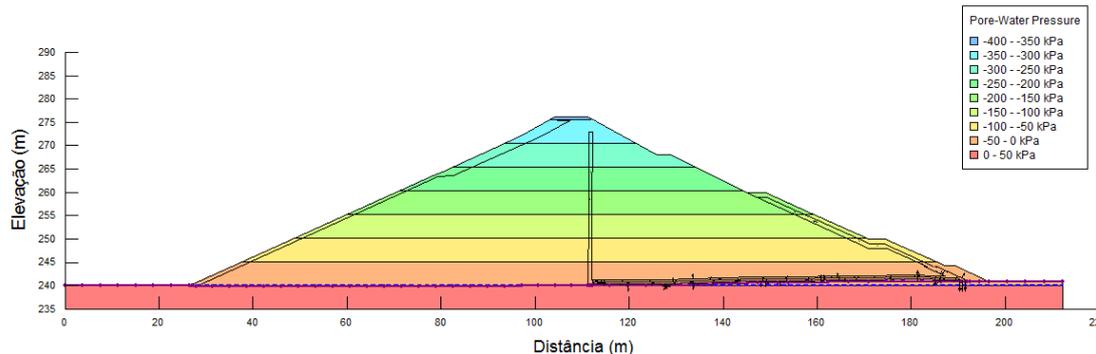
4.2 ANÁLISE DE FLUXO

As análises de fluxo têm por objetivo verificar as condições de percolação pelo maciço da barragem em função das propriedades dos solos e das condições estabelecidas.

Inicialmente foram realizadas análises para a condição de final de construção, que corresponde ao estágio anterior ao primeiro enchimento do reservatório e imediatamente após o término da construção do aterro da barragem. Em função da reduzida permeabilidade do solo compactado e do prazo de construção ser relativamente rápido, as condições de drenagem tornam-se limitadas e as poropressões desenvolvidas no aterro compactado são elevadas.

A FIGURA 26 apresenta a distribuição de poropressões pelo maciço da barragem para a fase de final de construção. Observa-se que, ao final da construção da barragem, a distribuição das poropressões negativas (sucção) no interior do maciço é resultado principalmente da umidade natural do solo, constante ao longo de toda a seção para um mesmo tipo de solo, e do nível d'água posicionado no topo da fundação (cota +240,00m). Neste caso, quanto mais distante o solo do nível d'água maior será o efeito da sucção.

FIGURA 26 - DISTRIBUIÇÃO DE POROPRESSÕES NA FASE DE FINAL DE CONSTRUÇÃO

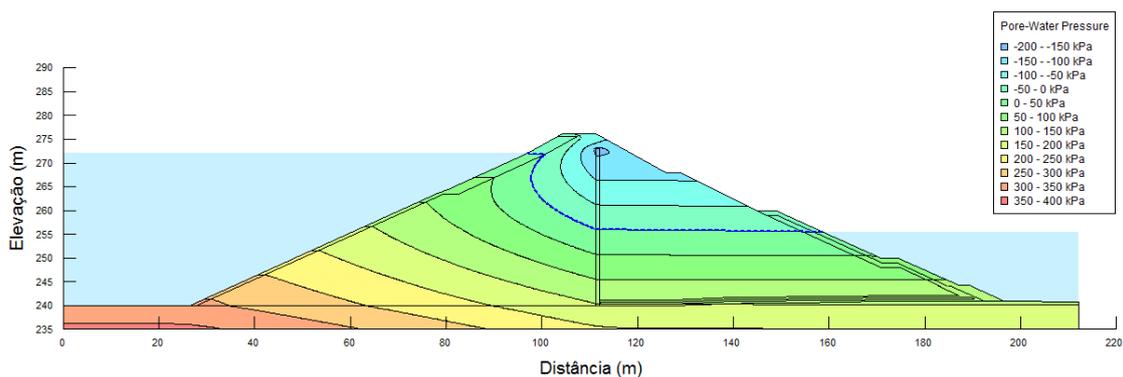


FONTE: A Autora (2016)

As condições de fluxo para a fase de operação normal também precisam ser analisadas. Nesta fase, o nível d'água do reservatório está em sua cota máxima e o fluxo pelo interior do maciço da barragem está completamente desenvolvido, sendo induzido pelo reservatório cheio.

As análises de fluxo foram realizadas considerando as hipóteses de solo saturado e solo não saturado. A FIGURA 27 apresenta o resultado da análise que considerou apenas solo saturado. Esta mesma figura apresenta a distribuição de poropressões pelo interior do maciço da barragem e a posição da linha freática.

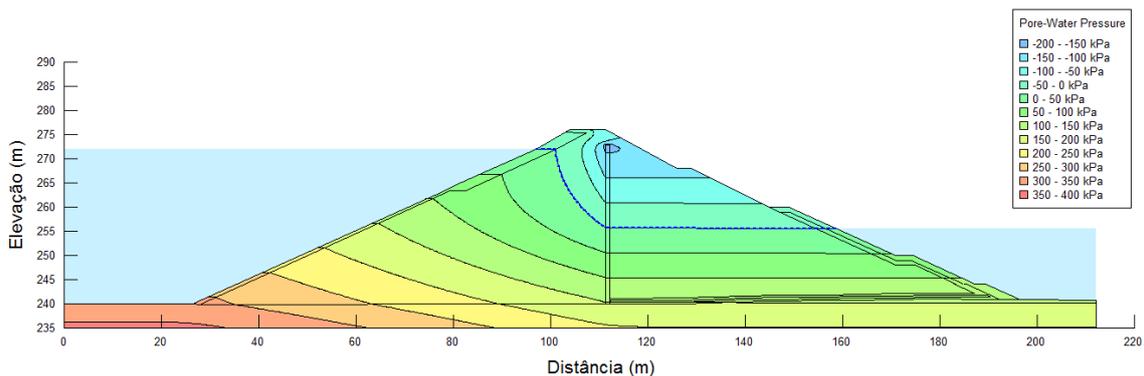
FIGURA 27 – DISTRIBUIÇÃO DE POROPRESSÕES - SOLO SATURADO



FONTE: A Autora (2016)

A FIGURA 28 apresenta as condições de fluxo para o solo não saturado, bem como a distribuição de poropressões e a posição da linha freática.

FIGURA 28 - DISTRIBUIÇÃO DE POROPRESSÕES - SOLO NÃO SATURADO



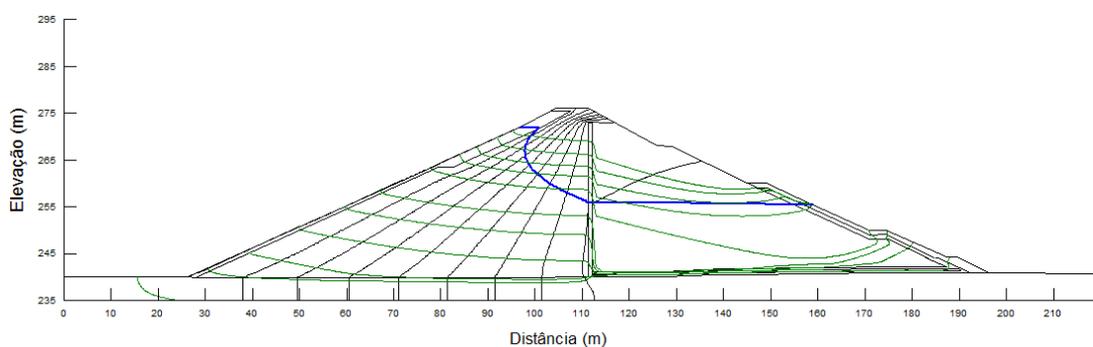
FONTE: A Autora (2016)

Observa-se que ambas as linhas freáticas apresentam um comportamento diferente daquele que se imagina no traçado gráfico da rede de fluxo. Isso se deve ao fato de que numa formulação de percolação saturada – não saturada, tal como no SEEP/W, a linha freática não é uma linha de fluxo como no contexto de uma rede de fluxo tradicional. No SEEP/W, a linha freática é apenas uma linha de pressão zero. Nessa ocasião, um canal de fluxo pode realmente atravessar a linha freática, como ilustrado na FIGURA 29.

Em redes de fluxo tradicionais para fluxo não confinado, como em aterros de barragens, a linha freática é uma linha de fluxo e uma linha de pressão zero. Quando métodos de elementos finitos são aplicados a problemas de fluxo não confinado, se faz necessário ajustar a malha até que a pressão ao

longo da parte superior da malha seja zero. Numericamente, isto é difícil de conseguir e limita muito os tipos de problema que podem ser modelados. Assim, a formulação abordada no SEEP/W é aplicável a uma gama muito maior de problemas e representa com maior precisão as condições físicas reais. Além disso, o SEEP/W fornece uma imagem mais completa das distribuições de poropressões e das medidas de vazão do que é disponibilizado por uma rede de fluxo tradicional para fluxo não confinado (GEO-SLOPE, 2012a).

FIGURA 29 - REDE DE FLUXO PELO MACIÇO DA BARRAGEM



FONTE: A Autora (2016)

As linhas equipotenciais mostradas na FIGURA 29 são válidas tanto para solos saturados como para solos não saturados, mas as linhas de fluxo não. Os canais de fluxo podem ser traçados abaixo da linha freática e na zona de ascensão capilar, mas não acima desta. Se os canais de fluxo forem elevados na zona não saturada, eles normalmente apresentarão uma forma irregular e não possuem significado. O SEEP/W consegue obter redes de fluxo aproximadas, desde que o domínio de percolação esteja completamente saturado e não exista variações extremas na condutividade hidráulica. No entanto, quando uma seção tem uma zona não saturada, não é possível criar nem mesmo uma rede de fluxo aproximada. Na zona não saturada existe uma grande variação na condutividade hidráulica do solo, tanto que em algumas regiões da zona não saturada a condutividade pode ficar tão baixa que não exista fluxo.

4.3 ANÁLISE DE ESTABILIDADE

Após a determinação das linhas freáticas, procederam-se as análises de estabilidade dos taludes da barragem. Para a realização das análises foi utilizado o método de Spencer, descrito no item 2.6.1. O método de Spencer foi utilizado por se tratar de um método rigoroso de análise e porque satisfaz condições de equilíbrio de momentos e forças, além de admitir que as forças entre lamelas têm a mesma direção.

As análises de estabilidade têm por objetivo definir a condição de segurança dos taludes da barragem expresso por um fator de segurança. As análises foram realizadas para três fases críticas da vida útil da barragem: final de construção, operação normal e rebaixamento rápido. Além disso, foram determinados os fatores de segurança para os taludes críticos de cada fase, como já explicitado na TABELA 5, no item 2.2.

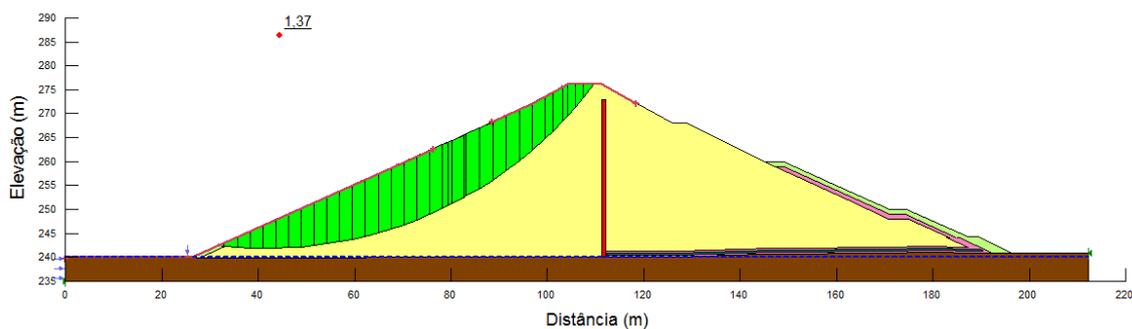
Para verificar os efeitos da sucção na estabilidade da barragem, foram realizadas simulações utilizando a abordagem clássica da Mecânica dos Solos, que considera apenas poropressões positivas abaixo da linha freática, e a teoria dos solos não saturados, que considera a influência da sucção na resistência ao escorregamento dos taludes.

4.3.1 Final de Construção

Para esta fase foram realizadas análises para verificar a estabilidade tanto do talude de montante quanto do talude de jusante. O Ministério da Integração Nacional (2002) estipula que para estas condições o fator de segurança mínimo seja de 1,30, como apresentado na TABELA 5.

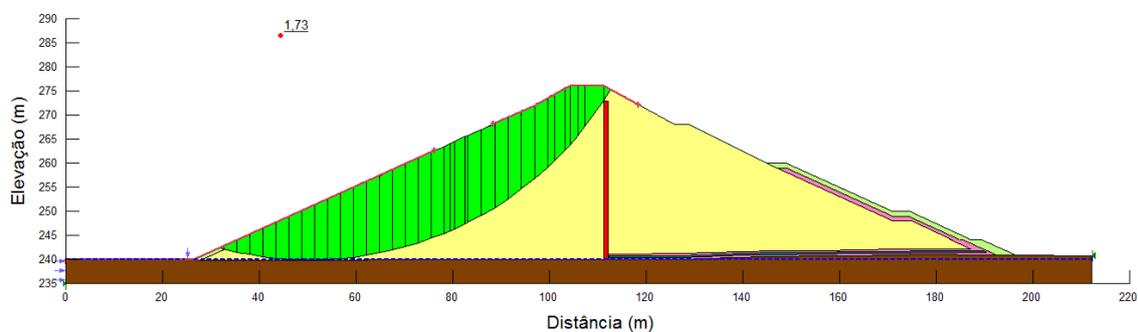
As análises de estabilidade para o talude de montante resultaram em um fator de segurança de 1,37 pela abordagem clássica (FIGURA 30) e 1,73 quando considerada a teoria dos solos não saturados (FIGURA 31). Ambos os fatores de segurança são maiores que o mínimo requerido, porém o FS que considera o efeito da sucção é 26,3% maior se comparado àquele que não considera o mesmo efeito.

FIGURA 30 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE DE MONTANTE DESCONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO



FONTE: A Autora (2016)

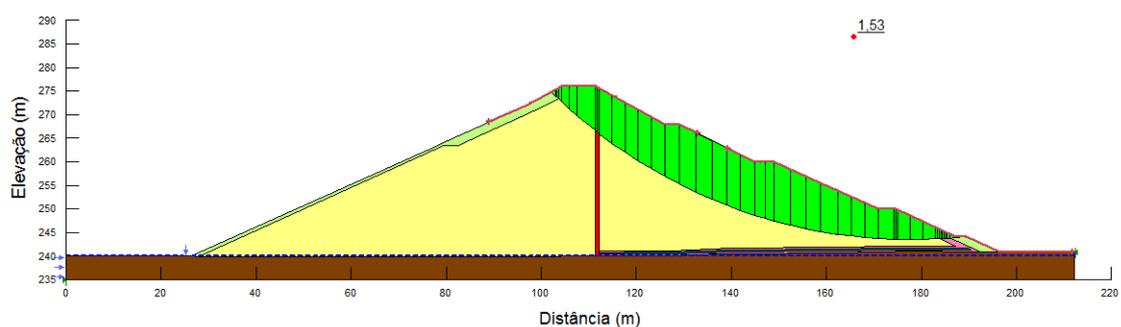
FIGURA 31 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE DE MONTANTE CONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO



FONTE: A Autora (2016)

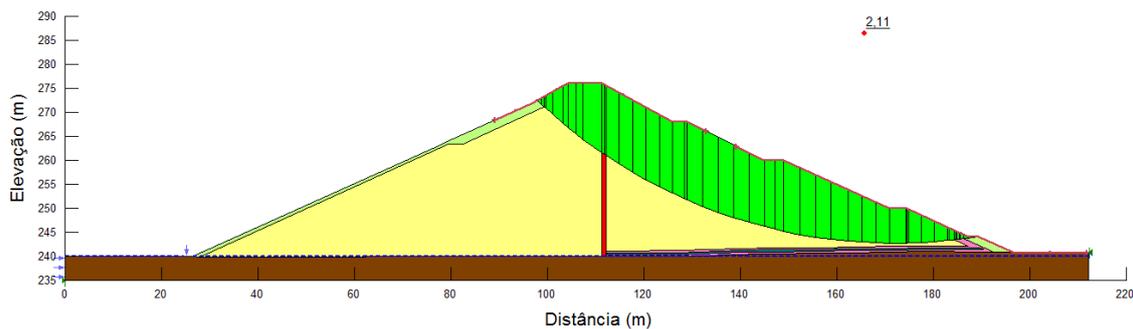
Para o talude de jusante, as análises resultaram em um fator de segurança de 1,53 pela abordagem clássica (FIGURA 32) e 2,11 quando considerada a teoria dos solos não saturados (FIGURA 33), ou seja, há uma diferença de 37,9% entre eles. Ambos os fatores de segurança são maiores que o mínimo requerido.

FIGURA 32 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE DE JUSANTE DESCONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO



FONTE: A Autora (2016)

FIGURA 33 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE DE JUSANTE CONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO



FONTE: A Autora (2016)

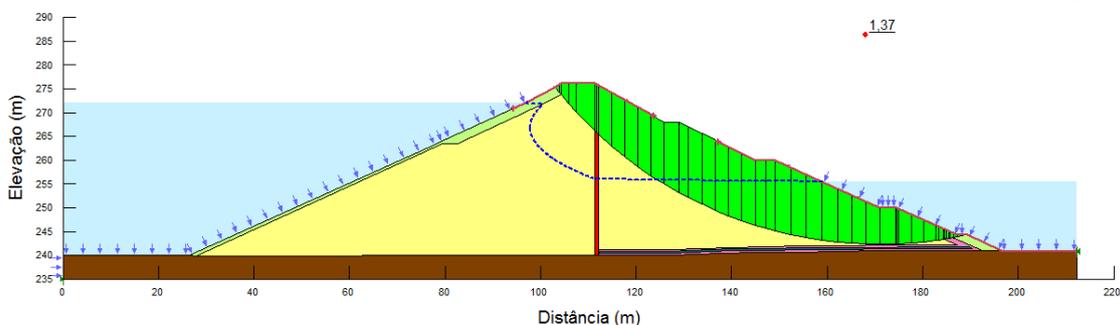
4.3.2 Operação Normal

Na fase de operação normal da barragem, o nível d'água do reservatório está em sua cota máxima e o fluxo pelo interior do maciço da barragem está completamente estabelecido e é induzido pelo reservatório cheio.

Nesta fase, o talude que se apresenta crítico é o de jusante, pois o talude de montante está submetido a pressão hidrostática do reservatório que atua de maneira favorável a estabilidade do mesmo. O Ministério da Integração Nacional (2002) estipula que, para este caso, o fator de segurança mínimo requerido corresponda a 1,50.

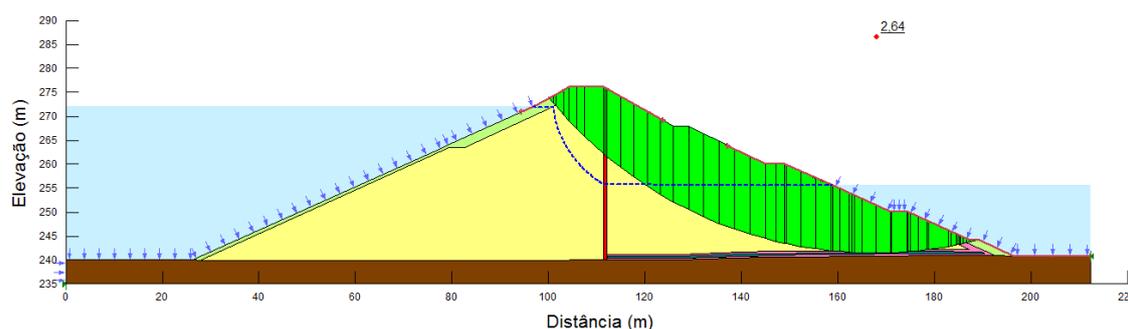
As análises de estabilidade realizadas para a fase de operação normal resultaram em um fator de segurança igual 1,37 quando se considera a abordagem clássica (FIGURA 34) e 2,64 quando se considera o efeito da sucção (FIGURA 35).

FIGURA 34 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DESCONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO



FONTE: A Autora (2016)

FIGURA 35 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE CONSIDERANDO O EFEITO DA SUCÇÃO



FONTE: A Autora (2016)

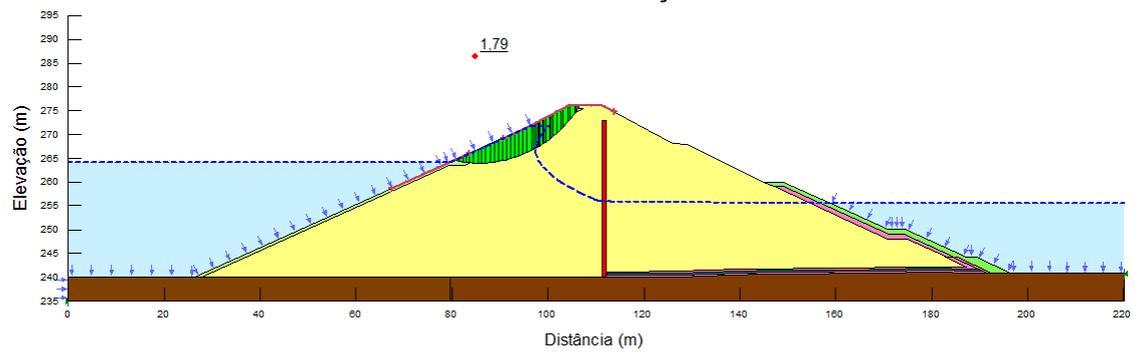
Observa-se que quando considerado o efeito da sucção, há um aumento significativo de 92,7% no fator de segurança. Também é possível observar que na análise que desconsidera o efeito da sucção, o fator de segurança encontrado é inferior ao mínimo requerido.

4.3.3 Rebaixamento Rápido

Essa fase corresponde a um rebaixamento rápido do nível d'água do reservatório. O desconfinamento lateral do talude de montante, ocasionado pelo rebaixamento do nível do reservatório, gera uma situação crítica para o mesmo, além de ocorrer a geração de poropressões pelo aumento das tensões cisalhantes na zona de rebaixamento. Esses efeitos dependem principalmente da velocidade do rebaixamento, da permeabilidade do solo e da compressibilidade do material exposto a esta condição.

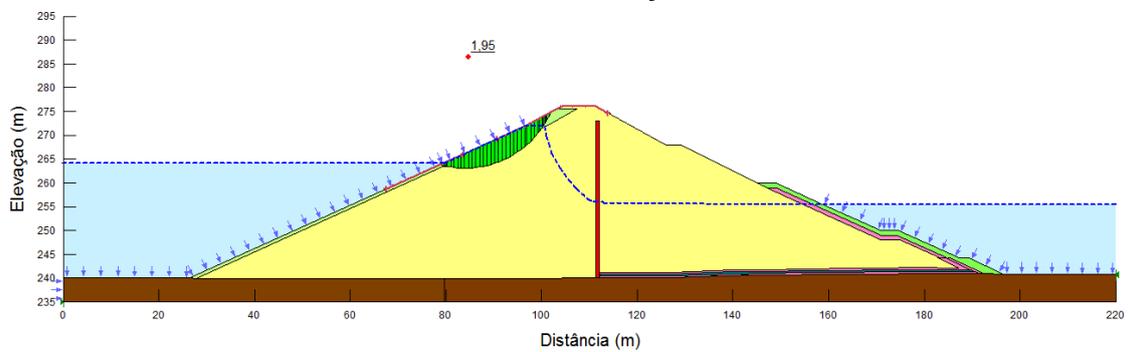
A análise de estabilidade realizada pela abordagem clássica forneceu um fator de segurança de 1,79, como mostra a FIGURA 36. Já a análise que seguiu a teoria dos solos não saturados apresentou um fator de segurança de 1,95, como apresentado na FIGURA 37. O Ministério da Integração Nacional (2002) estipula que o fator de segurança mínimo requerido corresponda a 1,30. Observa-se ainda que quando considerado o efeito da sucção, há um aumento de 8,9% no fator de segurança.

FIGURA 36 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE MONTANTE DESCONSIDERANDO O EFEITO DA SUÇÃO



FONTE: A Autora (2016)

FIGURA 37 - ANÁLISE DE ESTABILIDADE DO TALUDE MONTANTE CONSIDERANDO O EFEITO DA SUÇÃO



FONTE: A Autora (2016)

5 CONSIDERAÇÕES FINAIS

As análises de fluxo apresentaram uma variação na linha freática quando considerado o efeito da sucção no solo. No programa SEEP/W, as linhas freáticas obtidas não representam uma linha de fluxo, apenas representam onde a pressão é igual à zero. Isso justifica o comportamento atípico da linha freática.

Pela rede de fluxo obtida é possível observar que há fluxo pelo meio não saturado devido ao efeito da sucção e do fenômeno da capilaridade. Através das distribuições de poropressões pelo maciço da barragem é possível confirmar que os valores de poropressão negativa aumentam com a redução da saturação do solo.

Os fatores de segurança obtidos durante as análises de estabilidade estão apresentados na TABELA 17. As simulações de estabilidade mostram que há um aumento considerável no fator de segurança quando considerado o efeito da sucção.

TABELA 17 - COMPARATIVO ENTRE OS FATORES DE SEGURANÇA ENCONTRADOS PELA ABORDAGEM CLÁSSICA E PELA TEORIA DOS SOLOS NÃO SATURADOS

Condição de solicitação	Talude crítico	FS mínimo requerido	FS (abordagem clássica)	FS (teoria dos solos não saturados)	Diferença (%)
Final de construção	Montante	1,30	1,37	1,73	26,3
	Jusante		1,53	2,11	37,9
Operação normal	Jusante	1,50	1,37	2,64	92,7
Rebaixamento rápido	Montante	1,30	1,79	1,95	8,9

FONTE: A Autora (2016)

A partir deste comparativo, é possível concluir que, ao contrário da abordagem clássica, a consideração dos efeitos da sucção na resistência dos materiais através da teoria dos solos não saturados apresentam resultados menos conservadores, possibilitando assim a realização de obras mais arrojadas e ao mesmo tempo seguras, fundamental à engenharia.

É importante salientar que os fatores de segurança encontrados representam a condição de segurança para a situação dentro das condições de contorno pré-estabelecidas, ou seja, no grau de compactação e umidade, definidos em projeto. No entanto, sabe-se que ao longo da vida útil da

barragem, eventos climáticos e de operação podem alterar alguns dos parâmetros utilizados, podendo resultar em reduções tanto das tensões efetivas quanto a sucção e, conseqüentemente, dos fatores de segurança. Nestes casos, aconselha-se a reavaliação dos parâmetros e das condições de contorno adotados, a fim de definir novos fatores de segurança.

REFERÊNCIAS

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 11682:** Estabilidade de Encostas. Rio de Janeiro, 2009.

CAPUTO, H. P. **Mecânica dos solos e suas aplicações.** Volume 1. Editora Livros Técnicos e Científicos: Rio de Janeiro, 1988.

CRUZ, P. T. **100 barragens brasileiras.** 2ª Ed. São Paulo: Oficina de textos, 2004. 648p.

DAS, B. M. **Fundamentos de Engenharia Geotécnica.** 7ª edição. São Paulo: Cengage Learning, 2014.

DELL'AVANZI, E. **Introdução a Previsão em Engenharia Geotécnica.** Universidade Federal do Paraná. Curitiba, 2014.

FERNANDES, M. M. **Mecânica dos Solos: Conceitos e Princípios Fundamentais.** Volume 1. 2ª edição. Porto: FEUP, 2011.

FEUERHARMEL, C. **Aspectos do comportamento não saturado de dois solos coluvionares – Gasoduto Bolívia-Brasil.** 148 f. Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre, 2003.

GAIOTO, N. **Introdução ao projeto de barragens de terra e de enrocamento.** EESC-USP: São Carlos, 2003.

GEO-SLOPE. **SEEP/W for finite element seepage analysis.** Version 5. Geo-Slope Int. 2012a. (User's Manual).

GEO-SLOPE. **Stability Modeling with SLOPE/W.** Geo-Slope Int. 2012b. (User's Manual).

GERSCOVICH, D. M. S. **Estabilidade de Taludes.** 1ª edição. São Paulo: Oficina de Textos, 2012.

GERSCOVICH, D. M. S.; GUEDES, M. N. **Avaliação das relações de condutividade hidráulica em solos brasileiros não saturados.** 5º. Simpósio Brasileiro de Solos Não-Saturados, São Carlos, 25-29 Agosto de 2004, v. 1, p. 249-254

HOVERE, H. L.L.; PACHECO, D.; SENEM, P. R.;LORIGGIO, D.D.; WATZKO, A.; STRAMANDINOLI, J. S. B. Considerações sobre Análise e Modelagem de Barragens de Enrocamento com Face de Concreto. In: II CONGRESSO DE INOVAÇÃO TECNOLÓGICA EM ENERGIA ELÉTRICA, 2003. **Anais do II CITENEL.** p. 525-533.

LACERDA, L. A.; BOSZCZOWSKI, R. B.; VICTORINO, M. M. **Análises de fluxo e estabilidade em barragem de terra e comparação entre dados piezométricos de campo e pressões obtidas em modelagem numérica.** XXVII Seminário Nacional de Grandes Barragens, Belém, 2007.

MARINHO, F. A. M.; GENS, A.; JOSA, A. A. **Suction measure with filter paper method.** Imperial College, United Kingdom, 1994. X Brazilian Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Vol. 2, p. 515-522.

MARINHO, F. A. M.. **A técnica do papel filtro para a medição de sucção.** Encontro sobre solos não saturados, Porto Alegre, Anais, p. 112-125, 18-20 out. 1995.

MARINHO, F. A. M. **Os solos não saturados:** aspectos teóricos, experimentais e aplicados. 200 f. Concurso de Livre-Docência – Departamento de Estruturas e Fundações. Universidade de São Paulo: São Paulo, 2005.

MASSAD, F. **Obras de Terra: curso básico de Geotecnia.** 2ª edição. São Paulo: Oficina de Textos, 2010.

MINISTÉRIO DA INTEGRAÇÃO NACIONAL. **Manual de Segurança e Inspeção de Barragens.** Brasília, 2002. 148 p.

MELO, A. L. **Análises de risco aplicadas a barragens de terra e enrocamento**: estudo de caso de barragens da CEMIG GT. 244 f. Dissertação (Mestrado em Geotecnia). Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, 2014.

MIGUEL, M. G., TEIXEIRA, R. S. PADILHA, A. C. C. (2004). Curvas Características de Sucção do Solo Laterítico da Região de Londrina/PR. **Revista de Ciência & Tecnologia**, Piracicaba, V. 12, n. 24, p. 63-74, jul/dez 2004.

ORTIGÃO, J. A. R. **Introdução à Mecânica dos Solos dos Estados Críticos**. 3ª edição. Rio de Janeiro: Terratek, 2007.

PINTO, C. S. **Curso Básico de Mecânica dos Solos**. 3ª edição. São Paulo: Oficina de Textos, 2006.

SILVEIRA, J. F. A. João Francisco fala sobre acidentes de barragens. **Comunitexto**, 2013. Disponível em: <<http://www.comunitexto.com.br/joao-francisco-fala-sobre-acidentes-de-barragens/#.VyjXSvkwlU>>. Acesso em: 30 abr. 2016.

STRUFALDI, E. G. B. **Retroanálise probabilística**: aplicação prática de análise de percolação em uma barragem de terra. Dissertação de mestrado. Universidade de São Paulo, São Paulo, 2004.

TONUS, B. P. A. **Estabilidade de taludes**: avaliação dos métodos de equilíbrio limite aplicados a uma encosta coluvionar e residual da Serra do Mar Paranaense. Dissertação de mestrado. Universidade Federal do Paraná, Curitiba, 2009.