**LAUDO N° 1070/2019 – SETEC/SR/PF/MG**

# LAUDO DE PERÍCIA CRIMINAL FEDERAL

(ENGENHARIA)

Em 12 de junho de 2019, no SETOR TÉCNICO-CIENTÍFICO da Superintendência Regional de Polícia Federal em Minas Gerais, designados pelo Chefe do Setor, Perito Criminal Federal WENDERSON DO CARMO MAIA, os Peritos Criminais Federais ALAN DE OLIVEIRA LOPES, BRUNO SALGADO LIMA, GUSTAVO COSTA GUIMARÃES, LEONARDO MESQUITA DE SOUZA, SÍDNEY DE OLIVEIRA BARBOSA e THALLES EVANGELISTA FERNANDES DE SOUZA elaboraram o presente Laudo Pericial, no interesse do Inquérito Policial nº 062/2019-SR/PF/MG, a fim de atender a requisição do Delegado de Polícia Federal LUIZ AUGUSTO PESSOA NOGUEIRA, contida no Memorando nº 0654/2019-SR/PF/MG de 26/01/2019, registrado no Sistema de Criminalística sob o nº 0201/2019-SETEC/SR/PF/MG em 28/01/2019, descrevendo com verdade e com todas as circunstâncias tudo quanto possa interessar à Justiça, bem como respondendo aos quesitos complementares encaminhados pelo Ofício nº 7676/2019 – IPL 0062/2019-4 – SR/PF/MG de 30/05/2019, registrado no Sistema de Criminalística sob o nº 1264/2019-SETEC/SR/PF/MG em 03/06/2019, abaixo transcritos:

> *"1) Descrever a Barragem I da Mina Córrego do Feijão, em Brumadinho/MG, de propriedade da empresa VALE S.A., informando resumidamente suas principais características.*
>
> *2) Detalhar, resumidamente, as vantagens e desvantagens técnicas do método construtivo de alteamento à montante, empregado na Barragem I.*
>
> *3) Quais os relatórios técnicos mais relevantes, que analisaram os riscos de ruptura da Barragem I da Mina Córrego do Feijão, em Brumadinho/MG, de propriedade da empresa VALE S.A., e que foram emitidos pela empresa*

*TÜV SÜD? Descrever em síntese, seu objeto, demandantes/contratantes, responsáveis técnicos e período das análises.*

*4) Descrever e conceituar o que é condição não drenada.*

*5) Descrever e conceituar o fenômeno da liquefação.*

*6) Esclarecer qual a relação entre o fenômeno da liquefação e a condição não drenada.*

*7) É possível afirmar que os normativos técnicos da Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) e do Departamento Nacional de Pesquisa Mineral (DNPM), atualmente Agência Nacional de Mineração (ANM) eram silentes quanto ao estabelecimento do valor de limite mínimo ou de aceitação para o parâmetro de Fator de Segurança (FS), recomendado em condições de carregamento não drenado para Barragens de contenção de rejeitos? Em caso negativo, qual seria a recomendação desses órgãos (ABNT e DNPM)? Foram identificados normativos ou literatura técnica especializada estrangeira que abordam esse aspecto?*

*8) Com base na documentação examinada, é possível afirmar qual o valor de limite mínimo ou de aceitação para o Fator de Segurança (FS), para a condição de carregamento não drenado de uma barragem de rejeitos, que a empresa VALE S. A. normalmente tinha como objetivo atingir em seus projetos, incluindo a Barragem I?*

*9) A empresa TÜV SÜD fundamentou adequadamente os Fatores Segurança mínimos encontrados, por ocasião dos cálculos de estabilidade da Barragem I da Mina Córrego do Feijão, nos documentos técnicos, por ela elaborados, que resultaram na última Declaração de Condição de Estabilidade (DCE) de setembro de 2018?*

*10) Com base nas informações disponíveis nos documentos técnicos, tais como: resultados dos cálculos de estabilidade e dos cálculos de probabilidade para diferentes modos de falha; parâmetros de resistência do material depositado no reservatório; referências legais e normativas; literatura técnica especializada nacional e estrangeira; boas práticas de engenharia; todos relativos ao mesmo tipo de barragem em questão, era possível à empresa TÜV SÜD ter emitido a última Declaração de Condição de Estabilidade (DCE) de setembro de 2018, para a Barragem I da Mina Córrego do Feijão?*

*11) A empresa VALE S.A. dispunha de estudos elaborados por especialistas contratados, que mostrassem que, em caso de ruptura da Barragem I da Mina Córrego do Feijão, havia a probabilidade de perdas de vidas humanas em quantidade significativa? Em caso positivo, especificar quais foram esses estudos e seus autores, a quantidade de vítimas fatais previstas e qual a probabilidade associada ao evento e se essa probabilidade era aceitável para os padrões de segurança vigentes à época.*

*12) Outros dados julgados úteis."*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Com o objetivo de facilitar a consulta ao conteúdo deste Laudo Pericial, é apresentado a seguir um sumário das seções e subseções que o compõem:

**I – HISTÓRICO**

**II – OBJETIVO DOS EXAMES**

**III – MATERIAL EXAMINADO**

**IV – EXAMES**

**IV.1 – Terminologia**

**IV.2 – Caracterização da Barragem I**

*IV.2.1 – Localização*

*IV.2.2 – Especificação da Barragem I*

*IV.2.3 – Complexo Paraopeba*

*IV.2.4 – Características de projeto e de construção da Barragem I*

**IV.3 – Artigo "Fator de Segurança? Utilizamos corretamente**? **(Herza *et al*., 2017)**

**IV.4 – Legislação aplicada e normativos de referência**

*IV.4.1 – Leis e regulamentos aplicados*

IV.4.1.1 – Deliberação Normativa COPAM nº 62/2002

IV.4.1.2 – Deliberação Normativa COPAM nº 87/2005

IV.4.1.3 – Deliberação Normativa COPAM nº 124/2008

IV.4.1.4 – Lei Federal nº 12.334/2010

IV.4.1.5 – Portaria DNPM nº 416/2012

IV.4.1.6 – Portaria DNPM nº 526/2013

IV.4.1.7 – Decretos do Estado de Minas Gerais nº 46.885/2015 e 46.993/2016

IV.4.1.8 – Resolução Conjunta SEMAD/FEAM nº 2.372/2016

IV.4.1.9 – Portaria DNPM nº 70.389/2017

IV.4.1.10 – Resolução ANM nº 04/2019

*IV.4.2 – Fator de Segurança segundo a NBR nº 13.028/2017*

*IV.4.3 – Outras Referências Nacionais sobre Fator de Segurança*

IV.4.3.1 – Comitê Brasileiro de Grandes Barragens

IV.4.3.2 – Eletrobrás



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*IV.4.4 – Referências Internacionais sobre Fator de Segurança*

IV.4.4.1 – U. S. Army Corps of Engineers (USACE)

IV.4.4.2 – U. S. Department of the Interior – Bureau of Reclamation

IV.4.4.3 – Canadian Dam Association (CDA)

IV.4.4.4 – Australian National Committee on Large Dams (ANCOLD)

**IV.5 – Fator de Segurança segundo o Projetista da Barragem I**

*IV.5.1 – Relatório Técnico de 2017 da GEOCONSULTORIA sobre a Barragem I*

*IV.5.2 – Depoimento Sr. Paulo Abrão da empresa GEOCONSULTORIA*

**IV.6 – Fator de Segurança segundo as Boas Práticas de Engenharia (VALE S.A.)**

*IV.6.1 – Nota Técnica da Revisão Periódica da Barragem Sul Superior da TÜV SÜD*

*IV.6.2 – Ata de reunião VALE S.A. – TÜV SÜD – POTAMOS*

*IV.6.3 – Ata de reunião sobre a Barragem Sul-Superior pela empresa WALM*

*IV.6.4 – Relatórios dos Painéis Independentes de Especialistas (PIESEM)*

IV.6.4.1 - Introdução

IV.6.4.2 – Pontos Relevantes dos Relatórios dos Painéis de Especialistas

IV.6.4.2.1 – Relatório da 2ª Reunião do Painel Internacional de Especialistas (PIESEM-I)

IV.6.4.2.2 – Relatório da 2ª Reunião do Painel Nacional de Especialistas (PIESEM-N)

IV.6.4.2.3 – Relatório da 3ª Reunião do Painel Internacional de Especialistas (PIESEM-I)

IV.6.4.2.4 – Comentários da Perícia Acerca dos Pontos Relevantes dos Relatórios

*IV.6.5 – Análise crítica da Perícia sobre as Boas Práticas de Engenharia adotadas pela VALE S.A.*

**IV.7 – Relatórios Técnicos produzidos para Barragem I**

*IV.7.1 – Cálculo do Risco Monetizado – Análise da Probabilidade de Ruptura da Barragem*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*IV.7.2 – Revisão Periódica de Segurança de Barragem (RPSB)*

*IV.7.3 – Responsabilidades*

IV.7.3.1 – Respondem pela empresa VALE S.A.:

IV.7.3.2 – Respondem pela empresa contratada TÜV SÜD Bureau:

**IV.8 – Artigo "Equilíbrio Limite e Análise de Limite: Comparação entre problemas de referência sobre estabilidade de talude" (Leshchinsky e Ambauen, 2015)**

*IV.8.1 – Evolução dos Métodos de Cálculo*

*IV.8.2 – Comparação prática entre o Método de Análise de Limite e o Método consagrado de Equilíbrio Limite*

*IV.8.3 – Conclusões apresentadas pelo Artigo analisado*

**V – ANÁLISE CRÍTICA E CONCLUSÕES**

**V.1 – Considerações Iniciais**

**V.2 – Estudos Técnicos e Conclusões**

*V.2.1 – Cálculo do Risco Monetizado*

*V.2.2 – Revisão Periódica de Segurança de Barragens (RPSB) e Relatório de Inspeção de Segurança Regular (RISR)*

**VI – RESPOSTAS AOS QUESITOS**

**VII – APÊNDICE A – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA**

**VIII - APÊNDICE B – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS**

**ANEXO – DIGITAL VIDEO DISC (DVD)**



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## I – HISTÓRICO

Em decorrência do rompimento em 25/01/2019 da Barragem I de rejeitos de minério de ferro da Mina do Córrego do Feijão, localizada no município de Brumadinho/MG, de propriedade da empresa mineradora VALE S.A., a Polícia Federal instaurou o Inquérito Policial nº 062/2019-SR/PF/MG. Nesse contexto, para atender à necessidade da produção de provas materiais, houve uma ampla mobilização para selecionar os recursos humanos necessários, em âmbito nacional, para compor uma equipe de Peritos com o fim de fornecer os esclarecimentos técnicos necessários para a apuração do caso.

## II – OBJETIVO DOS EXAMES

Tendo em vista a complexidade e multidisciplinaridade dos exames envolvidos para apuração dos fatos, caberá aos exames de Engenharia Legal esclarecer primeiramente sobre a conformidade da documentação técnica produzida no gerenciamento da estrutura sinistrada da Barragem I da Mina do Córrego do Feijão, com a legislação aplicada, normativos de referência e com as boas técnicas correntes de engenharia. Desta forma, este Laudo tem por objetivo examinar a conformidade da documentação técnica, que culminou na emissão das últimas Declarações de Condição de Estabilidade (RC-SP-141/18 e RC-SP-104/18), assinadas em setembro de 2018 pela empresa TÜV SÜD, contratada pela VALE S.A..

## III – MATERIAL EXAMINADO

Os documentos de interesse para elaboração do presente trabalho estão discriminados ao longo deste Laudo. Os arquivos digitais dos referidos documentos foram reunidos e gravados em mídia, que segue anexada, com fins de facilitar o acesso às fontes de consulta.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## IV – EXAMES

O meio técnico faz uso extenso e frequente de termos científicos, siglas, abreviações e jargões. Visando tornar o presente Laudo acessível a leitores não familiarizados com a nomenclatura empregada, mais especificamente em obras de barragens de contenção de rejeitos alteadas pelo método de montante, são apresentadas na subseção IV.1 - Terminologia as principais definições e conceitos técnicos empregados, bem como denominações específicas utilizadas pela empresa VALE S.A..

Visando facilitar o entendimento dos exames aqui tratados e descritos a seguir, é recomendada a leitura prévia e posterior acompanhamento simultâneo do texto principal do Laudo com as consultas ao Apêndice A – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA, onde constam explicações técnicas de alguns fenômenos, conceitos e termos técnicos tratados neste Laudo, com base em extensa pesquisa realizada na literatura especializada.

### IV.1 – Terminologia

Afluente à barragem: Qualquer fluxo de água, de rejeitos ou de outros sedimentos, perenes ou sazonais, superficiais ou subterrâneos, que convergem para o reservatório da barragem;

Altura da barragem: Altura acima do ponto mais baixo da fundação. O mesmo que Altura Estrutural da Barragem. No caso da Barragem I, a altura era de 86,0 m;

Análise de Estabilidade Dinâmica: Análise de estabilidade de massas de solo, que considera as tensões atuantes e mobilizadas (resistentes), utilizando como ferramenta métodos analíticos (inclusive computacionais) das forças atuantes provenientes de carregamentos dinâmicos, como, por exemplo, eventos sísmicos, vibrações provocadas por máquinas de terraplenagem ou denotações de explosivos, no caso de barragens de deposição de rejeitos de mineração;

Análise de Estabilidade Estática: Análise de estabilidade de massas de solo, que considera as tensões atuantes e mobilizadas (resistentes), utilizando como ferramenta métodos analíticos (inclusive computacionais) das forças atuantes provenientes de carregamentos estáticos, como,



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

por exemplo, a execução de alteamentos ou a elevação do nível da água, no caso de barragens de deposição de rejeitos de mineração;

ANM: Agência Nacional de Mineração, antes denominado Departamento Nacional de Produção Mineral (DNPM);

Área de drenagem: Em relação a uma barragem, é a área na qual qualquer precipitação nela incidente se dirige ao ponto onde está localizada (o mesmo que Bacia Hidrográfica e Bacia de Drenagem);

Áreas de empréstimo: Áreas de jazidas de materiais selecionados para construção do maciço da barragem e/ou das estruturas auxiliares, tais como acessos, ensecadeiras e outros;

Área do reservatório: Área da superfície do reservatório medida em um plano horizontal e em uma elevação correspondente ao nível máximo de armazenamento do reservatório. Não estão incluídas as áreas inundadas referentes à superelevação e remanso;

Barragem, barramento ou dique: Qualquer estrutura que forme uma parede de contenção em um curso permanente ou temporário de água para fins de formação do reservatório de água, contenção ou acumulação de substâncias líquidas ou de misturas de líquidos, rejeitos, sedimentos e sólidos, compreendendo o barramento e as estruturas associadas;

Barragem I ou BI – Estrutura destinada ao lançamento dos rejeitos de minério de ferro da Mina do Córrego do Feijão, de propriedade da VALE S.A., localizada no complexo minerador Paraopeba em Brumadinho/MG – objeto do presente Laudo – usualmente denominada pela mídia como “Barragem de Brumadinho”[1];

Barragem de mineração ativa: estrutura em operação que esteja recebendo rejeitos e/ou sedimentos oriundos de atividade de mineração (Portaria DNPM nº 70.389/2017);

Barragem de mineração descaracterizada: aquela que não opera como estrutura de contenção de sedimentos e/ou rejeitos, não possuindo mais características de barragem de mineração,

[1] https://pt.wikipedia.org/wiki/Rompimento_de_barragem_em_Brumadinho



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

sendo destinada a outra finalidade, considerando a retirada de todo o material depositado na barragem, incluindo diques e maciços, onde a barragem deixa de existir no final do processo (Resolução ANM nº 04/2019);

Barragem de mineração em processo de fechamento ou em descomissionamento: estrutura criada com a finalidade de contenção de sedimentos e/ou rejeitos, que não mais os recebe, mas ainda mantém características de barragem de mineração, considerando a paralisação das atividades operacionais da barragem que entra em processo de fechamento definitivo, sem a emissão de efluentes para a barragem e o material já depositado permanece no reservatório (Resolução ANM nº 04/2019);

Barragem de mineração Inativa ou desativada: estrutura que não está recebendo aporte de rejeitos e/ou sedimentos oriundos de sua atividade fim, mantendo-se com características de uma barragem de mineração (Portaria DNPM nº 70.389/2017);

Base da Barragem: Área da fundação da parte mais baixa do corpo principal da barragem, isto é, a área de fundação, excluindo as ombreiras;

Borda livre (*Freeboard*): Distância vertical entre o nível do coroamento da barragem e cada um dos níveis característicos do armazenamento, tais como nível máximo de cheia e nível normal de retenção, denominados, respectivamente, Borda Livre Mínima e Borda Livre Normal;

Comprimento de Crista: Distância entre as extremidades da barragem, medida no coroamento;

Condição não drenada: A condição não drenada ocorre quando o material constituinte do rejeito depositado na barragem, estando saturado, isto é, com os poros completamente preenchidos por líquido, ou possui baixa capacidade de drenagem (pouco permeável), ou encontra-se confinado por camadas adjacentes com essa característica, ou ainda, submetido a alguma ineficiência dos dispositivos internos de drenagem. Nessas condições, a aplicação de solicitações externas, produz o efeito da elevação da pressão do líquido (pressão neutra) presente nos poros, também conhecido por excesso da poropressão. Essas solicitações externas, por sua vez, podem ser em forma de um carregamento contínuo ou estático, devido à execução de alteamentos; cíclico ou dinâmico, devido à ocorrência de vibrações ou sismos; bem como pela combinação desses dois



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

tipos concomitantemente. Resumindo, a condição não drenada também pode ser denominada condição de excesso de poropressão;

DPA: Dano potencial associado à barragem, que pode ocorrer devido a um rompimento, vazamento, infiltração no solo ou mau funcionamento de uma barragem;

DCE: Documento técnico denominado Declaração de Condição de Estabilidade de Barragem;

DHP: Dreno Horizontal Profundo tem por finalidade drenar a água de percolação interna do maciço de solo ou rejeito, rebaixando o nível do lençol freático, a fim de minimizar a carga exercida sobre o talude ou o muro de contenção, gerando também alívio de poropressões ou pressões neutras;

Disposição de rejeitos em barragem: Acondicionamento dos rejeitos no reservatório da barragem, de forma planejada, projetada e controlada;

DNPM: Departamento Nacional de Produção Mineral, denominado atualmente Agência Nacional de Mineração (ANM);

Efluente da barragem: Fração líquida que retorna ao meio ambiente por via superficial e/ou subterrânea, após passar pela barragem;

Empreendedor: Agente privado ou governamental com direito real sobre as terras onde se localizam a barragem e o reservatório ou que explore a barragem para benefício próprio ou da coletividade;

Erosão remontante: Escavamento feito de modo regressivo, a partir do nível de base, para as cabeceiras;

Fator de Segurança (FS): Definido como sendo a razão entre os esforços estabilizantes (resistentes) e os esforços instabilizantes (atuantes). Em estudos de estabilidade, calcula-se o Fator de Segurança, que está sujeito às fontes de incertezas das hipóteses adotadas, valores médios dos parâmetros do solo, dentre outros aspectos. Existem normas e publicações técnicas,



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

nacionais e internacionais, que estabelecem e/ou recomendam valores de limite mínimo ou de aceitação para Fator de Segurança, dependendo da situação do caso em avaliação;

FEAM: Fundação Estadual do Meio Ambiente, vinculada ao Governo do Estado de Minas Gerais;

Gestão de risco: Ações de caráter normativo, bem como aplicação de medidas para prevenção, controle e mitigação de riscos;

Jusante: Lugar situado em um ponto de elevação abaixo de um outro;

Liquefação: A liquefação é um fenômeno resultante do excesso da poropressão em solos saturados, que apresentam características predominantemente granulares, ou seja, pouco coesivos (a coesão é característica própria de solos argilosos) e pouco compactados (elevado índice de vazios), e que se encontram em condições não drenadas de carregamento. O excesso da poropressão reduz a resistência às tensões de cisalhamento a ponto de a estrutura granular vir a se romper. Em solos granulares pouco compactados, esse rompimento causa uma reorganização dos grãos, levando a uma redução no volume e o consequente aumento da pressão no líquido presente nos poros em seu entorno, iniciando assim um processo em cadeia, que se propaga internamente pelo depósito de rejeitos. Se esse rompimento ocorrer a partir de um carregamento predominantemente contínuo, denomina-se Liquefação Estática, ou se por um carregamento predominantemente cíclico, denomina-se Liquefação Dinâmica. Quando o barramento não for projetado e construído para suportar essas condições de liquefação, pode acabar se rompendo e dessa forma o rejeito escoaria com comportamento semelhante ao de um fluido denso, diferentemente de um simples deslizamento por instabilização de talude ou devido a uma surgência (vazamento), causado por a uma erosão interna por entubamento progressivo (*piping*);

Montante: Lugar situado em um ponto de elevação acima de um outro;

N.A.: Nível de Água;



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Ombreira: É o terreno natural situado na encosta do vale e que constitui o apoio para a fundação da barragem;

Ombreira direita: Ombreira situada no lado direito de um observador, quando este está olhando para jusante;

Ombreira esquerda: Ombreira situada no lado esquerdo de um observador, quando este está olhando para jusante;

Órgão fiscalizador: Autoridade do poder público responsável pelas ações de fiscalização da segurança da barragem de sua competência;

PAEBM: Plano de Ação de Emergência de Barragem de Mineração, integrante do PSB estabelecido pela PNSB, composto por um conjunto de documentos técnicos;

Percolação: Fluxo ou movimento de água através do maciço de uma barragem, de sua fundação ou ombreiras;

Plano de desativação ou descomissionamento da barragem: Conjunto de atividades necessárias para permitir a desativação da barragem;

PNSB: Política Nacional de Segurança de Barragens estabelecida pela Lei n°12.334, de 20 de setembro de 2010;

Poropressão: É a pressão da água nos poros dos solos. Sofre ação direta da altura da coluna de água no ponto onde é medida e seu efeito é desestabilizante;

POTAMOS: Empresa POTAMOS, inscrita no CNPJ/MF sob o nº 71.088.322/0001-82, contratada da VALE S.A.;

PSB: Plano de Segurança de Barragem;

Rejeito: Resíduos gerados durante o processo de beneficiamento de minérios;



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Reservatório: Espaço criado a montante da barragem, destinado à acumulação não natural ou contenção ou acumulação de água, de substâncias líquidas ou de mistura de líquidos, de rejeitos, sedimentos ou sólidos;

RISR: Documento técnico denominado Relatório de Inspeção de Segurança Regular;

RPSB: Documento técnico denominado Revisão Periódica de Segurança de Barragens;

Sedimento: Todo e qualquer particulado sólido carreado superficialmente;

Segurança de barragem: Condição que vise a manter a sua integridade estrutural e operacional e a preservação da vida, da saúde, da propriedade e do meio ambiente;

SEMAD: Secretaria do Estado de Meio Ambiente e Desenvolvimento Sustentável de Minas Gerais;

Sistema de disposição de rejeitos: Conjunto formado pelos subsistemas necessários à disposição dos rejeitos, tais como barragem, adutoras e estações de bombeamento;

SNISB: Sistema Nacional de Informações sobre Segurança de Barragens;

Superfície freática: Também conhecida como linha freática ou linha de saturação, limita duas regiões do corpo da barragem de terra, aquela que tem água infiltrada e aquela que não tem;

Superfície freática crítica: Superfície freática admitida para as condições de não funcionamento da drenagem interna da barragem prevista em projeto;

Superfície freática normal: Superfície freática admitida para as condições normais de funcionamento da drenagem interna em regime permanente, prevista em projeto;

SUPRAM: Superintendência Regional do Meio Ambiente;

Surgência: Afloramento de água em superfície, podendo evoluir para um processo erosivo denominado *piping*, quando esse afloramento possui vazão com força suficiente para carrear material do interior do maciço por onde flui;



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

TÜV SÜD: Empresa TÜV SÜD Bureau, inscrita no CNPJ/MF sob o nº 58.416.389/0001-30, contratada pela mineradora VALE S.A.;

VALE S.A.: Empresa VALE S.A., inscrita no CNPJ/MF sob o nº 71.088.322/0001-82;

Vida útil operacional da barragem: Período compreendido entre o término da implantação e a desativação da barragem.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## IV.2 – Caracterização da Barragem I

### *IV.2.1 – Localização*

As informações a seguir estão baseadas nos últimos documentos técnicos elaborados para a barragem de mineração "Barragem I" (Revisão Periódica e Revisão Regular, de autoria da empresa TÜV SÜD), contendo resumos das características da estrutura.

A Barragem I fazia parte do Complexo Paraopeba, mais especificamente como sistema de rejeitos da Mina Córrego do Feijão, localizada no município de Brumadinho/MG, próximo ao ponto de coordenadas 591.955 E/7.775.080 N (ver Figura 1 e Figura 2).

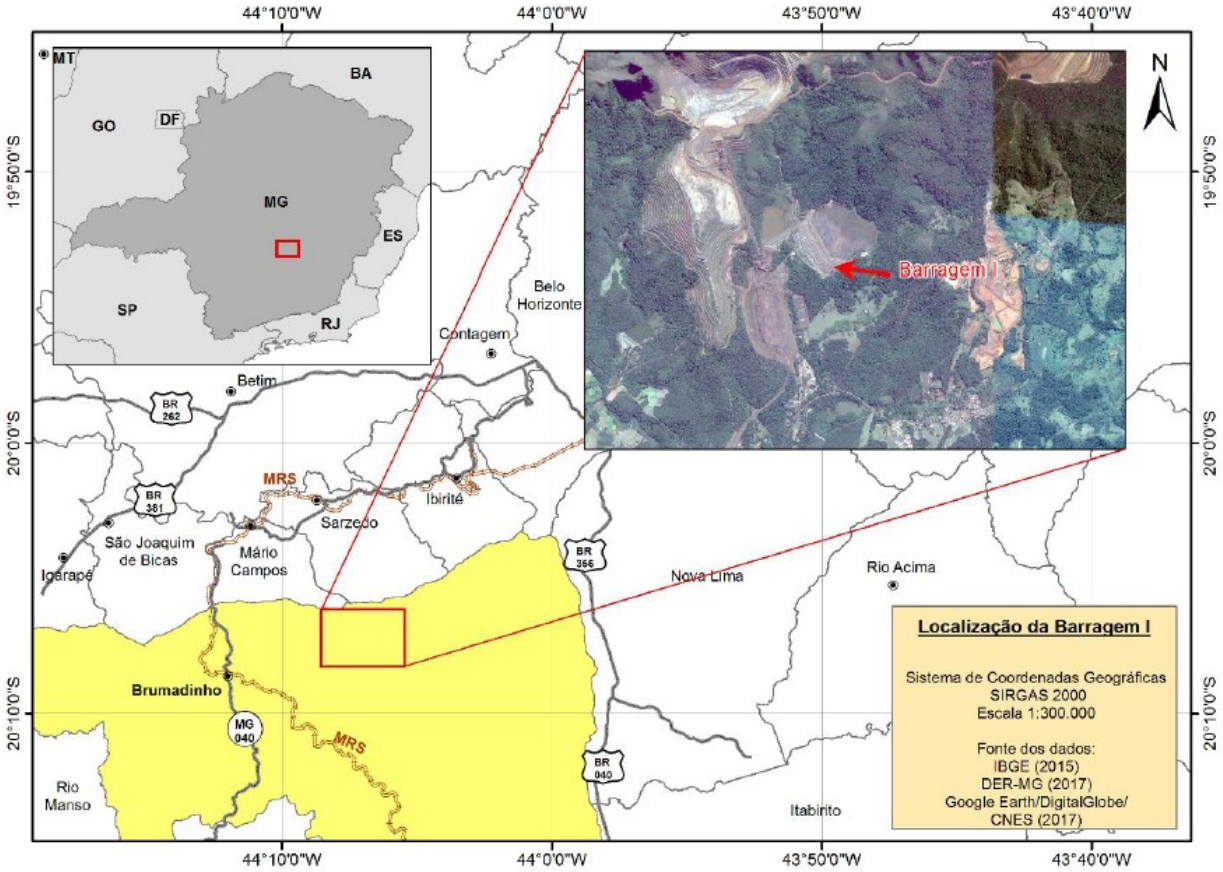



Figura 1 – Localização da barragem de mineração "Barragem I" (Fonte: Revisão Periódica TÜV SÜD junho/2018).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*IV.2.2 – Especificação da Barragem I*

Tratava-se de uma barragem de rejeitos com alteamentos construídos para montante (sentido nascente), tendo por finalidade a contenção dos rejeitos gerados no processo de beneficiamento da mineração, o qual ocorria na Instalação de Tratamento de Minério do Córrego do Feijão– ITM-CFJ, após serem lavrados na Mina do Córrego do Feijão. O transporte desse material se dava por meio do bombeamento do rejeito, em forma de polpa, com o lançamento na barragem ocorrendo por meio de *spray bars* posicionadas ao longo da crista da estrutura. Contudo, em julho de 2016, o lançamento de rejeitos na Barragem I foi interrompido, tendo em vista que a operação de beneficiamento do minério passou a ser realizada a seco. Destaca-se que essa mudança ocorreu após o rompimento da Barragem do Córrego do Fundão em Mariana/MG de propriedade da empresa SAMARCO[2], em 05/11/2015.

*IV.2.3 – Complexo Paraopeba*

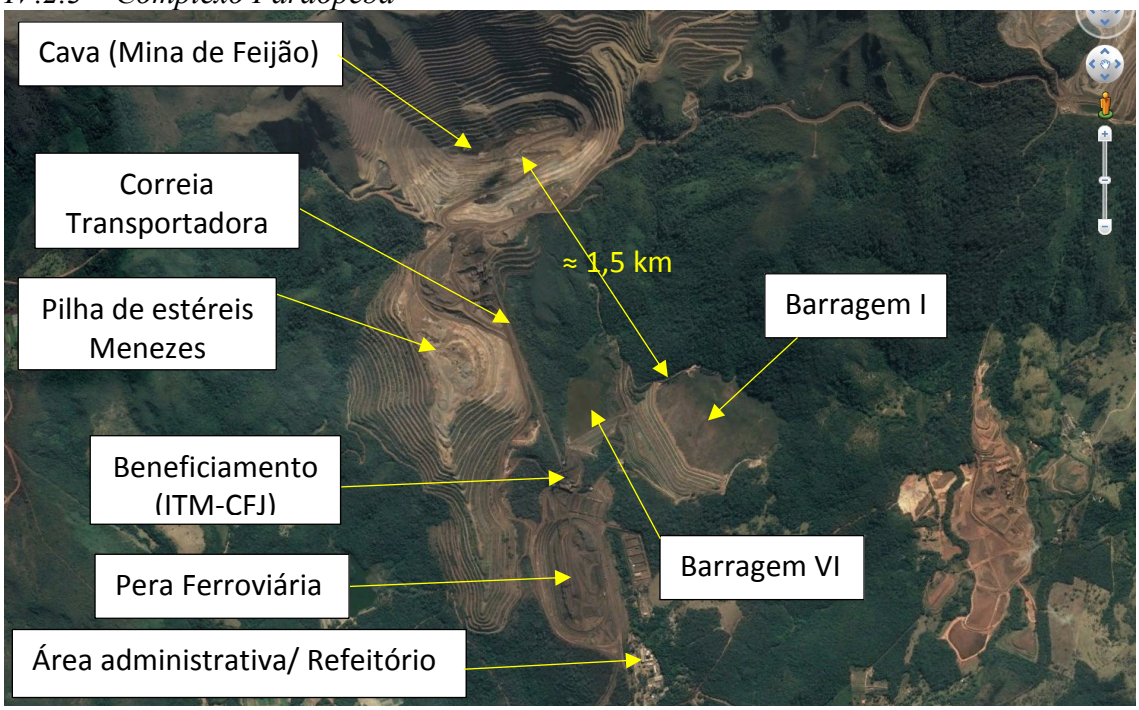



Figura 2 – Imagem de satélite do Complexo, destacando-se as principais unidades existentes (Fonte: Google Earth®, imagem Image©2019DigitalGlobe datada de 21/07/2018 - adaptado).

[2] https://pt.wikipedia.org/wiki/Rompimento_de_barragem_em_Mariana



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Destaca-se ainda que a Barragem I atuava em conjunto com a Barragem VI, localizada em posição adjacente a sua ombreira direita. Diferentemente da Barragem I, a Barragem VI é uma barragem convencional de terra compactada. A Barragem I recebia os rejeitos do beneficiamento da mineração, e o efluente coletado em seus drenos e extravasor eram direcionados para a Barragem VI, onde a água acumulada era captada para ser reutilizada no processo de beneficiamento do minério de ferro (Figura 3).

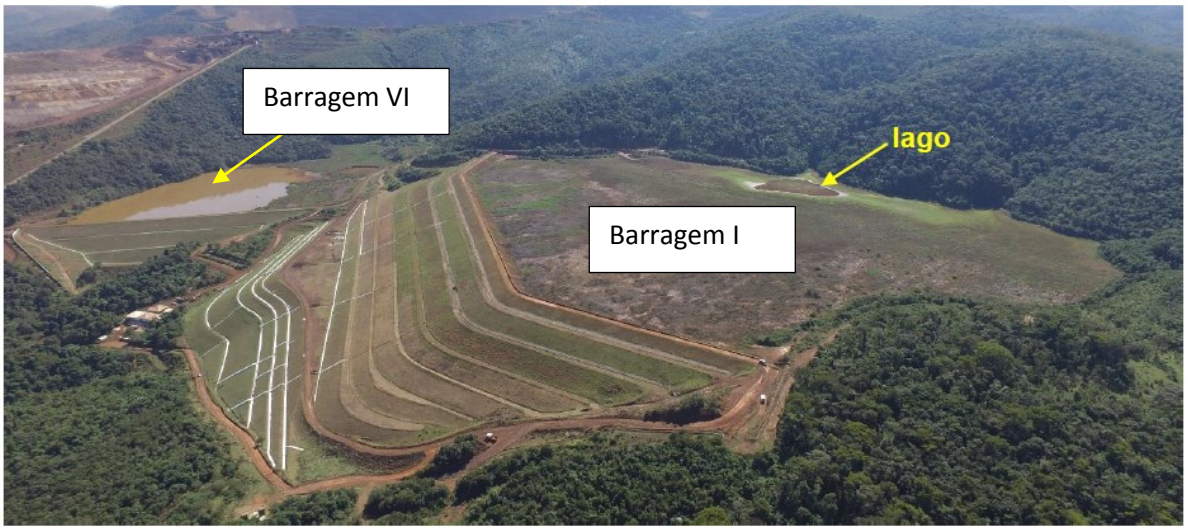



Figura 3 – Vista aérea da Barragem I e da Barragem VI (Fonte: Revisão Periódica TÜV SÜD junho/2018, adaptado).

O complexo minerário do qual faz parte a Barragem I era originalmente de propriedade da empresa FERTECO MINERAÇÃO S.A.. O projeto inicial da estrutura da Barragem I foi elaborado, em 1975, pela empresa CHRISTOPH ERB, sendo a primeira etapa de sua construção finalizada em 1976. De acordo com a concepção desse tipo de estrutura, uma vez executado o dique inicial ou de partida, em solo compactado, na medida em que os rejeitos são depositados, estes passam a servir como terreno de fundação para novos alteamentos, que serão executados avançando-se sobre o reservatório para montante (no sentido da nascente), a partir do dique de partida. Dessa forma, os alteamentos seguintes tiveram outros projetistas e outras empresas executoras, sendo que o último alteamento foi executado em 2013 (denominado de 10º alteamento).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*IV.2.4 – Características de projeto e de construção da Barragem I*

A Figura 4 reproduz a Tabela 6.1, do relatório técnico elaborado em junho/2018 pela empresa TÜV SÜD, em face da Revisão Periódica de Segurança de Barragem (RPSB), que apresenta as características de cada etapa dos alteamentos realizados na Barragem I. Cabe ressaltar que a empresa VALE S.A. adquiriu os direitos minerários e o controle acionário da FERTECO MINERAÇÃO S.A. em 27/04/2001. Nessa data, a barragem encontrava-se no 6º alteamento, com 60,50 m de altura, sendo que o projeto deste alteamento havia sido elaborado pela empresa TECNOSOLO, juntamente com o projeto dos dois alteamentos subsequentes (7º e 8°). A execução dos 7º e 8º alteamentos ocorreram então na gestão da VALE S.A., nos anos de 2003 e 2004, com base nos projetos da TECNOSOLO. Já a execução dos 9º e 10º alteamentos ocorreram nos anos de 2008 e 2013, dessa vez com projetos da empresa GEOCONSULTORIA, que resultaram na altura máxima da Barragem I em 86,0 m.

| Etapa | Ano | Alteamento | El. (m) | Altura máx. (m) | Tipo de alteamento | Projetista | Construtora |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1 | 1976 | Bar. Inicial | 874 | 18 | - | Christoph Erb | Emtel |
| 2 | 1982 | 2.º | 877 | 21 | montante | Tecnosan | Tercam |
| 3 | 1983 | | 879 | 23 | montante | | ? |
| 4 | 1984 | | 884 | 28 | Linha centro | | Construtora Sul Minas |
| 5 | 1986 | | 889 | 33 | montante | | ? |
| 6 | 1990 | | 891,5 | 35,5 | montante | | Unienge Com. e Constr. Ltda. |
| 7 | 1991 | 3º | 895 | 39 | montante | Riad Chammas | Construtora Sul Minas |
| 8 | 1993 | | 899 | 43 | montante | | . |
| 9 | 1995 | 4º | 905 | 49 | montante | Tecnosolo | CMS Constr.S.A |
| 10 | 1998 | 5º | 910 | 54 | montante | | U&M |
| 11 | 2000 | 6º | 916,5 | 60,5 | montante | | Constr. Dragagem Paraopeba |
| 12 | 2003 | 7º | 922,5 | 66,5 | montante | | Construtora Impar Ltda. |
| 13 | 2004 | 8º | 929,5 | 73,5 | montante | | Integral |
| 14 | 2008 | 9º. | 937,0 | 81,0 | montante | Geoconsultoria | Integral |
| 15 | 2013 | 10º. | 942,0 | 86,0 | montante | Geoconsultoria | Salum Enga. |

Figura 4 – Características de projeto e construção dos alteamentos da Barragem I (Fonte: Tabela 6.1 do Relatório Técnico da Revisão Periódica TÜV SÜD de junho/2018).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

O perfil da barragem quando da execução do 10º e último alteamento pode ser visualizado na Figura 5 abaixo, também extraído do referido relatório do RPSB.

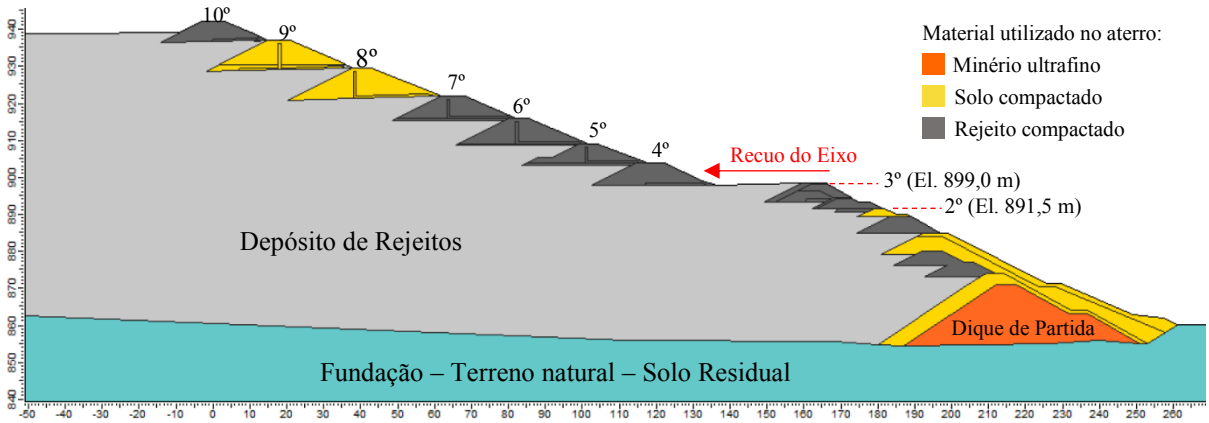



Figura 5 – Ilustração da geometria da Barragem I na Seção 4-4, de máxima altura. (Fonte: Revisão Periódica TÜV SÜD, junho/2018, modificado).

Das características da Barragem I, pode-se destacar os seguintes aspectos:

a) São considerados 10 (dez) alteamentos a partir do dique de partida, sendo que a altura total da barragem atingiu de cerca de 86,00 m (oitenta e seis metros) e o comprimento da crista (parte superior da barragem) chegou a 720,00 m (setecentos e vinte metros). Conforme projeto, o volume total previsto do reservatório (capacidade de armazenamento) seria de 8.797.136 m³, mas com a interrupção da operação em 2016, o volume total de rejeitos depositados teria ficado em 7.529.033 m³, conforme descrito nos documentos analisados;
b) O 2º alteamento correspondia a vários alteamentos menores que foram "envelopados", sendo considerados posteriormente como uma única etapa de alteamento. O motivo desse envelopamento se deu, supostamente, devido a existência de surgências nas etapas intermediárias;
c) Quando do projeto do 4° alteamento, verificou-se a necessidade de efetuar um recuo com retificação do eixo inicial da barragem, que era irregular, formando uma berma com largura variável (vide Figura 6), com fins de atender condições mínimas de estabilidade, uma vez que os Fatores de Segurança (FS) mínimos calculados, seguindo o eixo original, estavam



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

"*abaixo dos valores que poderiam ser considerados como ideais*" (Documento código RE 2061/95 da TECNOSOLO S.A.). A partir de então, os demais alteamentos foram executados seguindo o eixo retificado até o coroamento da barragem;

d) O material constituinte na maior parte dos alteamentos foi o próprio rejeito de minério compactado, sendo que alguns alteamentos, como por exemplo o 9º alteamento, foram construídos com solo compactado, retirado de áreas de empréstimo. Na Figura 7 é possível observar a distinção entre alteamentos executados com diferentes materiais;

e) Sobre os sistemas de drenagem interna utilizados, ressalta-se que foram empregadas diferentes soluções ao longo da execução dos alteamentos. Destacando-se que são relatadas várias incertezas quanto ao sistema de drenagem interna em diversos alteamentos, devido à carência de informações históricas, não se tendo a certeza de que a solução projetada foi efetivamente implantada na sua totalidade. De forma simplificada, com base nos dados disponíveis, os primeiros alteamentos supostamente foram executados sem sistema de drenagem, sendo que os alteamentos subsequentes se utilizaram de sistemas baseados no emprego de tapetes drenantes constituídos de *sinterfeed* (material que passou pelo processo de sinterização para homogeneização e granulação), conjugados com filtros verticais, até o 7º alteamento. Os alteamentos seguintes (8°, 9° e 10°) adotaram sistemas baseados no uso de tapetes drenantes executados em areia, conjugados ou não com filtros verticais. Em 2018 foram realizadas tentativas de otimizar a drenagem interna, tais como a instalação de DHPs – Drenos Horizontais Profundos. Foram executadas 15 unidades desse tipo de dreno, sendo que o 15º DHP foi posteriormente selado, devido a problemas ocorridos durante sua execução;

f) A drenagem superficial no talude de jusante era composta basicamente por canaletas e descidas de água em concreto (Figura 8);

g) O sistema extravasor era formado por torres interligadas a uma galeria de fundo conectada a um canal, descarregando na Barragem VI. Apenas uma



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

das torres ficava em operação, sendo que seu nível podia ser ajustado por meio de comportas do tipo *stop –logs* (Figura 9);

h) O monitoramento geotécnico da Barragem I era realizado, no seu estágio final, por 194 instrumentos ativos, sendo 93 piezômetros, 37 indicadores de nível d'água, 7 marcos superficiais, 53 pontos de medição de vazão em saída de drenos, um medidor de vazão residual, dois inclinômetros, um pluviômetro e um sismógrafo. Na Figura 10 e na Figura 11 é possível observar alguns desses equipamentos. Em dezembro de 2018 foram implementadas melhorias no monitoramento, tais como a implantação de radar interferométrico e o início da automatização de pelo menos 40 piezômetros.

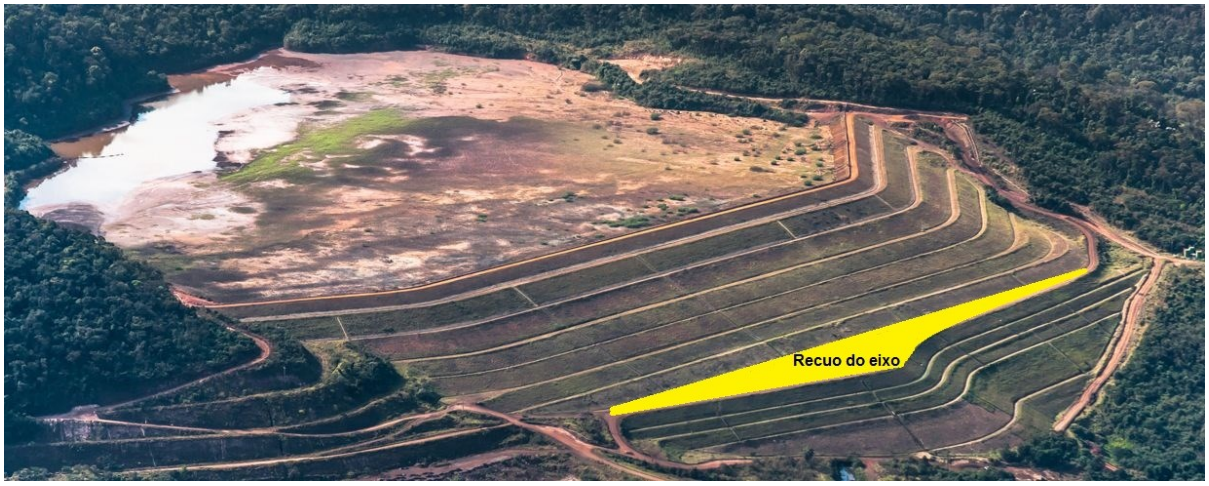



Figura 6 – Imagem aérea da Barragem I de agosto/2016, com destaque à berma do recuo ou retificação do eixo, entre os denominados alteamentos 4º e 5º (Modificado - Fonte: Marcelo Rosa nº arquivo 081016_9988 – Agosto/2016).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Figura 7 – Barragem após rompimento, sendo possível observar a presença de diferentes materiais utilizados na construção do alteamento, destacando-se o 10º alteamento, executado com rejeito compactado, e o 9º alteamento (cores mais claras), executado com solo compactado.

Figura 8 – Canaletas da drenagem superficial do talude de jusante (Fonte: Revisão Periódica TÜV SÜD junho/2018).

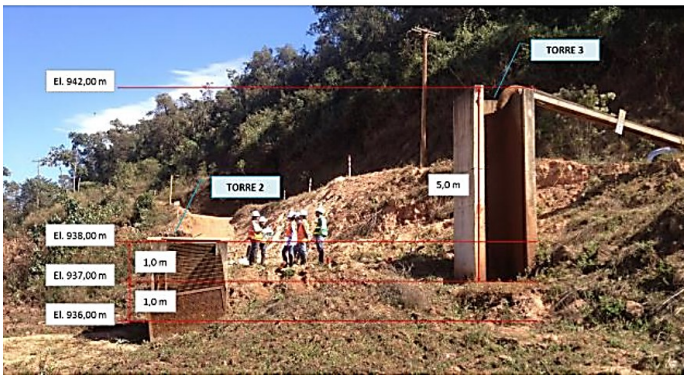



Figura 9 – Torres 2 e 3 do sistema extravasor de águas superficiais do reservatório (Fonte: Revisão Periódica TÜV SÜD junho/2018).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Figura 10 – Dispositivo para medição de vazão da drenagem interna (Fonte: Revisão Periódica TÜV SÜD junho/2018).

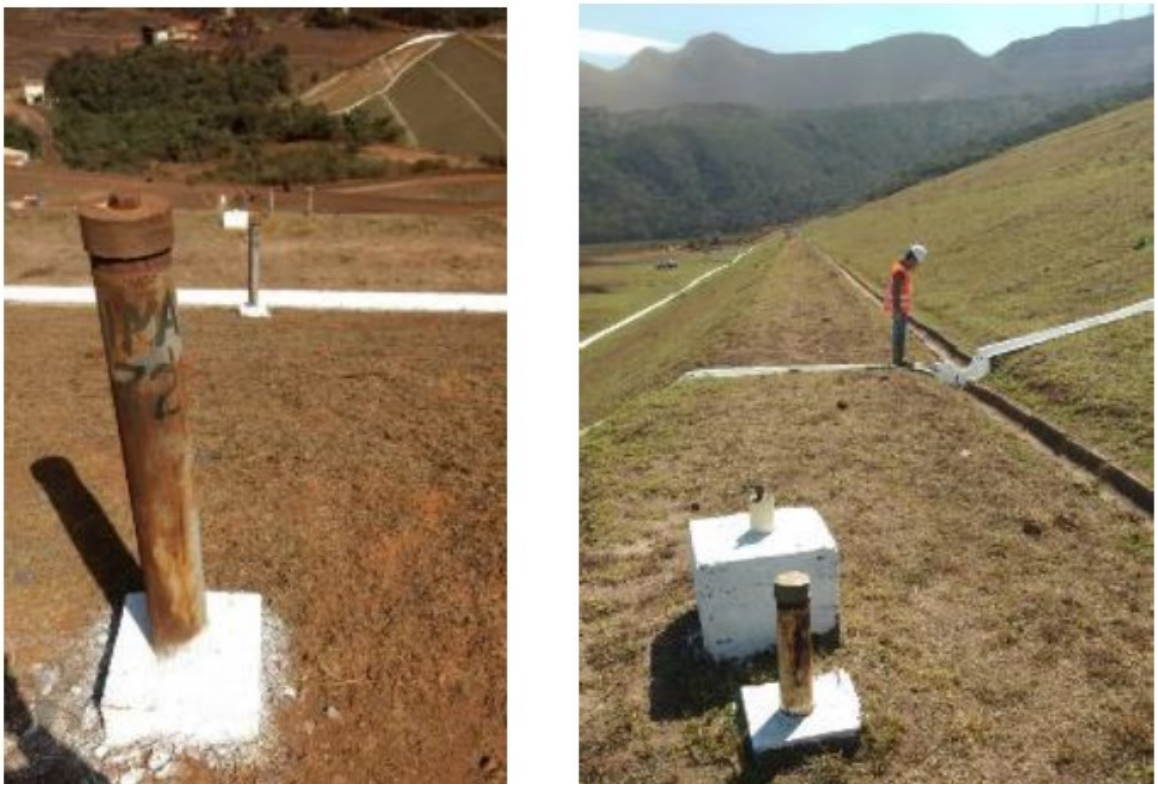


Figura 11 – Dispositivos para monitoramento da Barragem I, com piezômetros, medidores de nível d'água e marcos topográficos (Fonte: Revisão Periódica TÜV SÜD junho/2018).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

**IV.3 – Artigo "Fator de Segurança? Utilizamos corretamente?" (Herza *et al*., 2017)**

Herza *et al.* (2017), no artigo científico *Factor of Safety? – Do we use it correctly?*[3], que em tradução livre para o idioma português seria "Fator de Segurança? Utilizamos corretamente?", afirma que o princípio dos Fatores de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação tem sido utilizado para avaliar a estabilidade de barragens de aterro por décadas, e que permanece, até os dias atuais, muito semelhante ao recomendado no início dos anos 70, apesar do desenvolvimento de novas ferramentas de projeto e de um melhor entendimento sobre o comportamento dos materiais.

Segundo os autores, a finalidade do parâmetro "Fator de Segurança" é garantir a confiabilidade do projeto da barragem e levar em conta as incertezas e variabilidade dos parâmetros do material da barragem e da fundação, incertezas das cargas de projeto e limitações dos métodos de análise utilizados. O impacto das incertezas e confiabilidade dos valores de entrada nas análises de estabilidade foi reconhecido há muitas décadas, e que o valor recomendado do Fator de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação dependeria das condições de resistência, das consequências de falha ou da aceitabilidade do desempenho. Curiosamente, os Fatores de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação, recomendados atualmente, não levam em conta as possíveis consequências da falha da barragem ou as incertezas nos valores de entrada, sendo baseados apenas nas condições de carregamento. No entanto, vários autores demonstraram que um maior Fator de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação não resultaria necessariamente em uma menor probabilidade de falha, uma vez que a análise também dependeria da qualidade das investigações, testes, projeto e construção.

[3] Herza, Jiri; Ashley, Michael; Thorp, James. *Factor of Safety? – Do we use it correctly?* Acessado em 26 de março de 2019 em < https://www.ghd.com/en/services/resources/PDF/ANCOLD_2017_Ashley_Factor-of-Safety-Do-we-use-it-correctly.pdf >.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Herza *et al.* (2017) fazem referência à seguinte afirmação do manual de projeto revisado USACE[4] (2003):

> *"Two of the most important considerations that determine appropriate magnitudes for factor of safety are uncertainties in the conditions being analysed, including shear strengths and consequences of failure or unacceptable performance."*

Cuja tradução livre seria:

> Duas das considerações mais importantes, que determinam a grandeza apropriada para o fator de segurança, são as incertezas nas condições analisadas, incluindo resistência ao cisalhamento e as consequências de falha ou desempenho inaceitável.

Como descrito anteriormente, o impacto das incertezas e confiabilidade dos valores de entrada foi reconhecido há muitas décadas atrás, e Smith (2003), Silva *et al.* (2008) e outros mostraram que um maior Fator de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação não significaria necessariamente menor probabilidade de falha. Silva *et al.* (2008) forneceram um guia para estimar a probabilidade de falha de barragens existentes, dependendo da qualidade (classificada como Categoria), com base em um banco de dados de investigações, testes, projeto e construção de "projetos do mundo real", como mostrado na Figura 12. Como afirmam Silva *et al.* (2008), as instalações da Categoria I são aquelas projetadas, construídas e operadas com o estado da arte da engenharia. As instalações da Categoria II são aquelas projetadas, construídas e operadas com engenharia de práticas padronizadas. As instalações da Categoria III são aquelas sem projeto específico para cada local e baixo padrão construtivo ou operacional; e as instalações da Categoria IV são aquelas com pouca ou nenhuma engenharia.

Conforme se observa na Figura 12, um maior Fator de Segurança (FS) tem a tendência de reduzir a probabilidade anual de falha. Todavia, essa redução sofre forte influência de várias incertezas discutidas neste documento, como as relativas aos parâmetros geotécnicos do solo e ao próprio processo construtivo adotado, onde as barragens com alto grau de controle tecnológico podem ser consideradas da *Category I*. À medida que esse controle é reduzido sua classificação cai, podendo chegar até o nível *Category IV*. Outros erros podem ser introduzidos

[4] *U.S. Army Corps of Engineers (USACE)*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

por fatores como geometria incorreta do modelo, zoneamento interno incorreto por falta de levantamento preciso, documentação de construção deficiente ou negligência dos efeitos tridimensionais. Portanto, além do indicador de FS, é de fundamental importância considerar o grau do controle de qualidade praticado ao longo da vida útil do empreendimento.

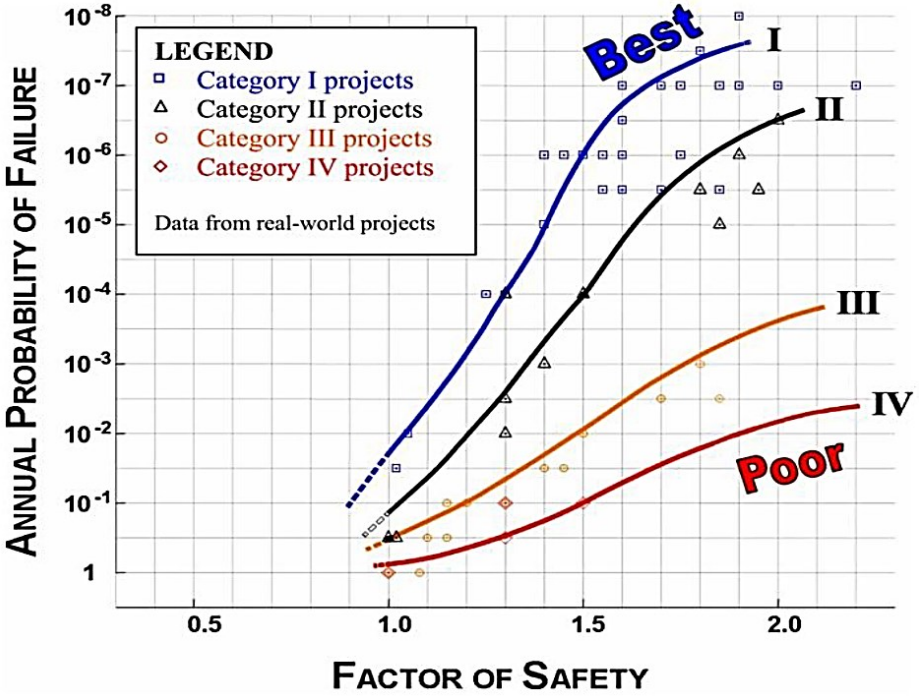



Figura 12 – Gráfico que relaciona a Probabilidade Anual de Falhas versus Fator de Segurança (FS) por Silva *et al* (2008).

A maioria das avaliações de estabilidade convencionais é realizada utilizando-se uma seção transversal bidimensional em sua localização crítica da estrutura analisada. Nesta abordagem, são ignoradas a variabilidade na geometria e nos materiais na direção perpendicular à seção transversal selecionada e a distribuição de tensão-deformação associada.

Herza *et al.* (2017) demonstram em um exemplo, de uma barragem de rejeitos com alteamentos a montante, o efeito das mudanças de variáveis de entrada para o cálculo do valor do Fator de Segurança (FS). A seção mais crítica e a superfície de falha provável são mostradas na Figura 13, junto com os parâmetros de um "caso base", utilizados na avaliação.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

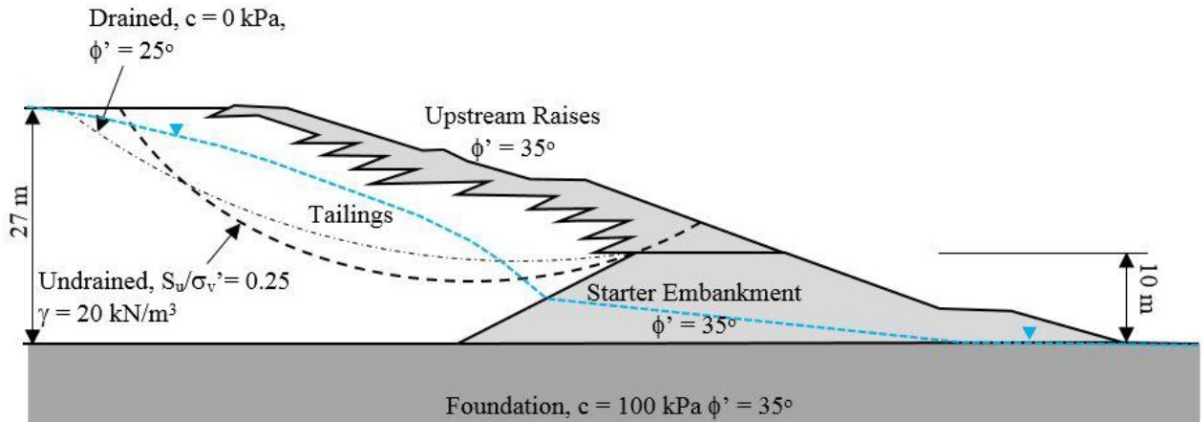



Figura 13 – Seção tipo de uma barragem de rejeitos com alteamentos a montante.

No exemplo estudado pelos autores, uma alteração de - 20% nos valores do fator empírico de capacidade de carga ($N_{kt}$) e peso específico do solo ($\gamma$), levou a uma alteração de aproximadamente 100% no valor do Fator de Segurança (FS), calculado usando análise de resistência ao cisalhamento não drenado (Figura 14). No entanto, uma mudança semelhante no ângulo de atrito efetivo ($\phi'$) e peso específico do solo ($\gamma$), em uma avaliação de tensão efetiva resultou em uma mudança relativamente modesta de FS, menor que 25% (Figura 15). O fator empírico de capacidade de carga ($N_{kt}$) considera a profundidade da camada de solo em condição não drenada, por meio da tensão vertical, sendo obtido a partir de dados de ensaios de campo CPTu[5], e é responsável por correlacionar a resistência de ponta ($q_t$) com a resistência não drenada ao cisalhamento ($S_u$).

[5] CPTu: *Piezocone Penetration Test*.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

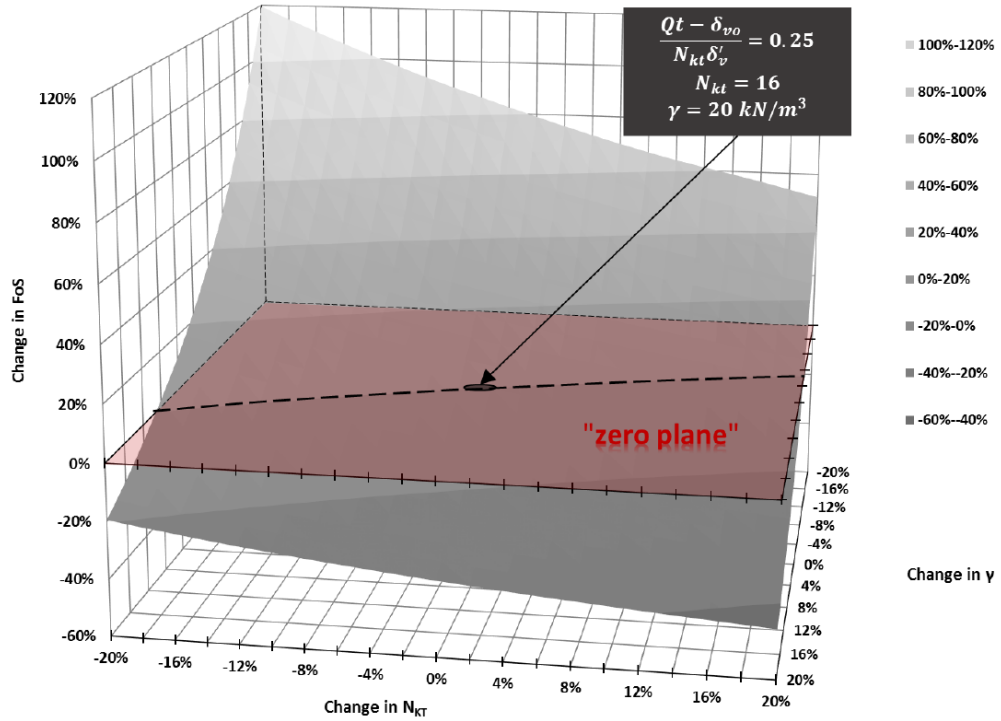



Figura 14 – Gráfico da superfície de variação do FS em função da variação do $N_{kt}$ e $\gamma$ na análise de resistência ao cisalhamento não drenado.

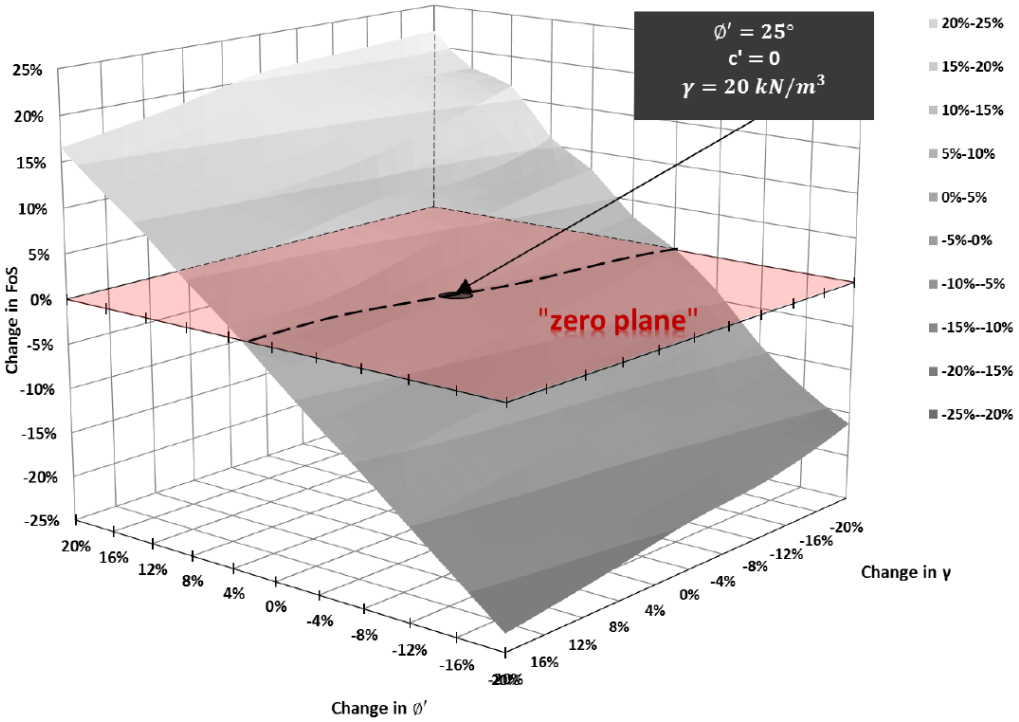



Figura 15 – Gráfico da superfície de variação do FS em função da variação do $\phi$' e $\gamma$ na análise de resistência ao cisalhamento não drenado.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Herza *et al.* (2017) relatam que a análise de tensão de cisalhamento não drenada indicou que, para as incertezas quantificáveis em ± 20% nos valores de entrada, uma variação no Fator de Segurança (FS) de mais de 100% poderia ocorrer, e um FS de 1,5 poderia não ser capaz de cobrir essas incertezas. Dessa forma, fica claramente demonstrado a importância e potenciais perigos na seleção e utilização de valores para parâmetros de resistência não drenada ao cisalhamento, como o fator empírico de capacidade de carga ($N_{kt}$), obtido indiretamente a partir de dados do ensaio de campo CPTu.

Assim, Herza *et al.* (2017) sugerem a Tabela reproduzida na Figura 16, apresentada por Herza e Phillips (2017), onde o Fator de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação é ajustado conforme a incerteza dos dados e as consequências potenciais de falha. Conforme destacado, para barragens com alto dano potencial associado (*high consequence category*), dependendo do nível de incertezas nos dados de entrada, o FS de limite mínimo inicia-se com o valor de 1,5, evoluindo para, quando com alto nível de incertezas, nas avaliações e condições de carregamento, não deveriam ser projetadas até que o nível de incertezas fosse reduzido (*Note 1*).

| **Level of uncertainties in data, assessment, loading conditions etc.** | **Consequence category** | | |
|---|---|---|---|
| | **Low** | **Significant** | **High** |
| **Low** | 1.3 | 1.5 | 1.5 |
| **Medium** | 1.4 | 1.5 | 1.7 |
| **High** | 1.5 | 1.6 | Note 1 |

Figura 16 - Fator de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação, conforme a incerteza dos dados e as consequências potenciais da falha (Fonte: Herza e Phillips, 2017 - adaptado).

Portanto, quanto maior for o grau de incerteza sobre a resistência ao cisalhamento e outros parâmetros geotécnicos, e quanto mais graves forem as consequências de um possível sinistro, maior deverá ser o Fator de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação exigido, e baseado nesse conceito, a Figura 17 apresenta os valores sugeridos por Duncan *et al.*[6] (2014).

[6] *Ducan, James Michael; Wright, Stephen G.; Brandon, Thomas L.. Soil strength and slope stability. Second edition. USA. 2014.*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

| Cost and Consequence of Slope Failure | Uncertainty of Analysis Conditions | |
|---|---|---|
| | Small[a] | Large[b] |
| Cost of repair comparable to incremental cost to construct more conservatively designed slope | 1.25 | 1.5 |
| Cost of repair much greater than incremental cost to construct more conservatively designed slope | 1.5 | 2.0 or greater |

***a*** A incerteza em relação às condições de análise é menor quando o cenário geológico é bem compreendido, as condições do solo são uniformes e as investigações completas fornecem um quadro consistente, completo e lógico das condições do local.

***b*** A incerteza em relação às condições de análise é maior quando o cenário geológico é complexo e mal compreendido, as condições do solo variam muito de um local para outro e as investigações não fornecem um quadro consistente e confiável das condições do local.

Figura 17 – Fator de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação, conforme a incerteza dos dados e as consequências potenciais da falha sugerido por Duncan *et al*. (2014) - adaptado.

As incertezas envolvidas na determinação dos Fatores de Segurança e os Danos Potenciais Associados (DPA), decorrentes de uma falha estrutural, ensejam análise aprofundada da Legislação aplicável e dos normativos de referência relacionados ao tema, assuntos esses que serão abordados na subseção IV.4, para posterior comparação com os valores de FS obtidos nas análises de estabilidade realizadas em projetos e estudos relativos à Barragem I (subseções IV.5 e subseção IV.7), assim como com os parâmetros normalmente adotados pela VALE S.A. em diferentes casos (subseção IV.6).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## IV.4 – Legislação aplicada e normativos de referência

*IV.4.1 – Leis e regulamentos aplicados*

Serão abordados a seguir, apenas alguns aspectos constantes na Legislação relacionados às análises efetuadas no presente Laudo.

Embora a temática de segurança de barragens tenha ganhado maior respaldo legal apenas com a promulgação da Política Nacional de Segurança de Barragens (Lei n°12.334, de 20 de setembro de 2010), o estado de Minas Gerais já possuía anteriormente alguns normativos relacionados a barragens, em especial quanto às barragens de mineração.

IV.4.1.1 – Deliberação Normativa COPAM nº 62/2002

A Deliberação Normativa do Conselho Estadual de Política Ambiental - COPAM nº 62, de 17/12/2002, dispõe sobre critérios de classificação de barragens de contenção de rejeitos, de resíduos e de reservatório de água em empreendimentos industriais e de mineração no estado de Minas Gerais. Além de trazer parâmetros para classificação, versa também sobre o cadastro de barragens. Impõe, ainda, em seu Art. 4º, a obrigatoriedade, para fases de projeto, implantação, operação e fechamento/desativação para o atendimento aos requisitos a serem incluídos no "Sistema de Gestão de Barragens", tais como: projeto de concepção, projeto executivo, manual de operação, análise de performance e elaboração de plano de contingência, plano de desativação, *as built*, outorga de direito de uso de água e autorização de supressão de vegetação (quando couber), além da execução periódica de Auditorias Técnicas de Segurança por profissional legalmente habilitado.

IV.4.1.2 – Deliberação Normativa COPAM nº 87/2005

Em complemento à norma anterior, a Deliberação Normativa COPAM nº 87, de 17/06/2005, apresentou, dentre outros aspectos, a periodicidade das Auditorias Técnicas de Segurança (anualmente para barragens de alto potencial de dano ambiental, Classe III). Estabeleceu ainda no Art. 3°, que ao final de cada auditoria, deveria ser elaborado um Relatório de Auditoria Técnica de Segurança de Barragem, contendo no mínimo o Laudo técnico sobre a



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

segurança da barragem e as recomendações para melhorar sua segurança. Cópia deste primeiro Relatório deveria ser apresentada à Fundação Estadual do Meio Ambiente (FEAM) no prazo de 180 dias (portanto, dezembro de 2005), devendo ficar disponível no local do empreendimento para consulta durante as fiscalizações ambientais, assim como os demais relatórios elaborados.

IV.4.1.3 – Deliberação Normativa COPAM nº 124/2008

A Deliberação Normativa COPAM nº 124, de 09/10/2008, retificou algumas determinações da DN COPAM nº 87, de 17/06/2005, dentre elas a data em que o Relatório de Auditoria Técnica de Segurança deveria estar disponível, dia 1º de setembro do ano de sua elaboração, a ser atualizado de acordo com a periodicidade definida. Acrescentou ainda que o empreendedor deveria apresentar à FEAM a Declaração de Estabilidade até o dia 10 de setembro de cada ano em que houvesse a elaboração/atualização do Relatório de Auditoria Técnica de Segurança, com exceção do ano de 2008, quando o prazo foi definido para o dia 15/11/2008.

IV.4.1.4 – Lei Federal nº 12.334/2010

Em 20/09/2010 foi promulgada a Lei Federal nº 12.334, que estabeleceu a Política Nacional de Segurança de Barragens (PNSB) e criou o Sistema Nacional de Informações sobre Segurança de Barragens (SNISB).

Nesse contexto, além de trazer novos critérios para classificação de barragens (por risco e por dano potencial associado), apresentou em seu Art. 8º o conteúdo mínimo do Plano de Segurança de Barragem (PSB), um dos instrumentos da PNSB. Dentre as informações que compõem o PSB, destacam-se os Planos de Ação de Emergência (PAE), quando exigido, os relatórios das inspeções de segurança e as revisões periódicas de segurança.

No caso específico das inspeções de segurança regular, cabe destacar que as mesmas seriam elaboradas pela própria equipe de segurança da barragem, devendo o relatório resultante estar disponível ao órgão fiscalizador e à sociedade civil (Art. 9º, parágrafo 1º). Quanto à Revisão Periódica de Segurança de Barragem, seu objetivo é de verificar o estado



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

geral de segurança da barragem, considerando o atual estado da arte para os critérios de projeto, com a atualização dos dados hidrológicos e das alterações nas condições a montante e a jusante da barragem. A definição da periodicidade, qualificação da equipe técnica responsável, conteúdo mínimo e nível de detalhamento desses documentos ficou sob responsabilidade de cada órgão fiscalizador, em função da categoria de risco e do dano potencial associado.

IV.4.1.5 – Portaria DNPM nº 416/2012

No caso das barragens de mineração, o órgão fiscalizador responsável era, à época, o Departamento Nacional de Produção Mineral – DNPM. Dessa forma, a Portaria DNPM nº 416**,** de 03/09/2012, criou o Cadastro Nacional de Barragens de Mineração, dispondo ainda sobre o Plano de Segurança, a Revisão Periódica de Segurança e as Inspeções Regulares e Especiais de Segurança das Barragens de Mineração, conforme a Lei nº 12.334 de 20/09/2010. Segundo essa Portaria, as barragens de mineração foram classificadas de acordo com quadro constante no seu Anexo I, por meio do qual, uma barragem com as características da Barragem I da Mina do Córrego do Feijão, foi classificada como sendo do tipo C, com Alto Dano Potencial Associado (DPA), mas com Baixa Categoria de Risco.

Dentre os elementos que compõem o Plano de Segurança da Barragem é relacionado o volume IV – Revisão Periódica de Segurança da Barragem. Segundo o Art. 14, o produto final dessa avaliação é um relatório de Revisão Periódica de Segurança da Barragem, cujo conteúdo mínimo é detalhado no Anexo II da Portaria, destacando-se a observação: "*A reavaliação do projeto existente deve englobar* [...]: *Avaliação da estabilidade e adequação estrutural, resistência à percolação e erosão de todas as partes dos barramentos, incluindo-se suas fundações, bem como quaisquer barreiras naturais sob condições de carregamentos, naturais e extremos*".

A periodicidade máxima da Revisão Periódica de Segurança de Barragem é definida no Art. 16 em função da classificação quanto ao Risco e ao Dano Potencial Associado. Para barragens classe C, caso da Barragem I, a periodicidade era a cada 7 anos. Para barragens implantadas antes de 20 de setembro de 2012, a primeira Revisão Periódica de Segurança de Barragens deveria ser elaborada de acordo com os prazos estabelecidos no Art. 16. Destaca-se



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

ainda que, sempre que ocorrerem modificações estruturais, como alteamentos, o empreendedor ficará obrigado a executar nova Revisão Periódica de Segurança de Barragem.

Segundo o Art. 18, no caso da Inspeção de Segurança Regular de rotina da barragem, as mesmas devem ser realizadas quinzenalmente ou em menor período, tendo que ser preenchida uma Ficha de Inspeção Regular.

Segundo o Art. 19, deve ser realizada anualmente a Inspeção Anual de Segurança Regular de Barragem, para elaboração do Relatório de Inspeção Regular de Barragem, com emissão de uma Declaração de Condição de Estabilidade (DCE) de Barragem, correspondente até a data de 20 de setembro de cada ano. Segundo o Art. 36, para barragens existentes, fica estabelecido o prazo de 20/09/2013 para elaboração da primeira Inspeção Anual de Segurança Regular de Barragem, mas o prazo da Declaração de Condição de Estabilidade da barragem ficou definido como 31/03/2013 (Art.36, Inc. VI – retificação DOU 18/12/2012).

Dentre os aspectos listados como conteúdo mínimo do Relatório de Inspeção de Segurança Regular de Barragem, segundo o Art. 22, destaca-se a avaliação e classificação quanto ao estado de conservação, anomalias encontradas e registradas, a identificação de possíveis maus funcionamentos, indícios de deterioração ou defeitos de construção existentes, avaliação do resultado da inspeção e a revisão dos registros de instrumentação disponíveis. Não foi previsto no conteúdo mínimo, portanto, a avaliação de estabilidade e adequação estrutural, tal como constante no escopo mínimo da Revisão Periódica de Segurança de Barragem.

IV.4.1.6 – Portaria DNPM nº 526/2013

A Portaria DNPM nº 526 de 09/12/2013 estabeleceu as determinações quanto a periodicidade de atualização e revisão, a qualificação do responsável técnico, o conteúdo mínimo e o nível de detalhamento relacionados ao Plano de Ação de Emergência das Barragens de Mineração (PAEBM).

IV.4.1.7 – Decretos do Estado de Minas Gerais nº 46.885/2015 e 46.993/2016

Devido ao rompimento da barragem do Fundão em 05/11/2015, em Mariana/MG, o governo do Estado de Minas Gerais instituiu por meio do



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Decreto nº 46.885/2015, de 12/11/2015, uma Força Tarefa com a finalidade de diagnosticar, analisar e propor alterações nas normas estaduais relativas à disposição de rejeitos de mineração. Como resultado desse processo, foi publicado o Decreto nº 46.993, de 02/05/2016, instituindo a Auditoria Técnica Extraordinária de Segurança de Barragem.

Segundo o Decreto nº 46.993, a auditoria era obrigatória para barragens de mineração que utilizassem ou tivessem utilizado o método de alteamento a montante, devendo ser realizada por profissionais legalmente habilitados, especialistas em segurança de barragens, externos ao quadro de funcionários das empresas responsáveis pelos empreendimentos. Estabeleceu ainda que, ao final da Auditoria, o empreendedor deveria apresentar uma Declaração Extraordinária de Condição de Estabilidade, observados os requisitos técnicos definidos em resolução conjunta da Secretaria de Estado de Meio Ambiente e Desenvolvimento Sustentável – SEMAD e da Fundação Estadual de Meio Ambiente – FEAM. O relatório da Auditoria Técnica Extraordinária de Segurança de Barragem deveria ficar disponível no local do empreendimento para fiscalização a partir de 01/09/2016.

IV.4.1.8 – Resolução Conjunta SEMAD/FEAM nº 2.372/2016

A Resolução Conjunta SEMAD/FEAM nº 2.372, publicada em 06/05/2016, estabeleceu diretrizes para realização de **Auditoria Técnica Extraordinária de Segurança de Barragens** de rejeito com alteamento a montante e para a emissão da correspondente **Declaração Extraordinária de Condição de Estabilidade,** para os quais fixou um prazo de seis meses. Segundo o Art. 4º, esses documentos devem conter os aspectos definidos no Art. 7º da DN COPAM nº 87/2005, bem como as informações e análises constantes do Anexo I e II.

Segundo o Anexo I, a Auditoria Técnica Extraordinária de Segurança de Barragens deve avaliar, dentre outros aspectos, a caracterização tecnológica dos rejeitos, a instrumentação e sistemas de monitoramento, os sistemas de drenagem interno, externo, extravasores da barragem, a segurança operacional, o registro de anomalias e os mecanismos de rompimento das barragens, a saber: instabilidade (maciço e fundação), **liquefação dos rejeitos do maciço da barragem,** galgamento (*overtoping*) e erosão regressiva ou interna (*piping*).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

IV.4.1.9 – Portaria DNPM nº 70.389/2017

Nesse mesmo contexto, a Portaria DNPM nº 70.389, de 17/05/2017, estabeleceu a periodicidade de execução ou atualização, a qualificação dos responsáveis técnicos, o conteúdo mínimo e o nível de detalhamento do Plano de Segurança da Barragem, das Inspeções de Segurança Regular e Especial, da Revisão Periódica de Segurança de Barragem e do Plano de Ação de Emergência para Barragens de Mineração. Dessa forma, assim como anteriormente estabelecido pela Portaria DNPM nº 416, de 03/09/2012, dentre os elementos que compõem o Plano de Segurança da Barragem foi relacionado o volume IV – Revisão Periódica de Segurança da Barragem (RPSB).

A periodicidade máxima da **Revisão Periódica de Segurança de Barragem** é definida no Art. 15 em função do Dano Potencial Associado (DPA). Para barragens com DPA alto, como no caso da Barragem I, a periodicidade máxima é a cada 3 anos. O prazo para realização da primeira Revisão Periódica de Segurança de Barragens, relativo às estruturas que estejam submetidas à PNSB, é, para barragens de dano potencial alto, de 12 meses (prazo retificado no DOU de 10/11/2017), contados a partir da vigência da Portaria (Art. 50), ou seja, o prazo para elaboração da RPSB objeto da Portaria era até o dia 17/06/2018. Ressalta-se que, sempre que ocorrerem modificações estruturais, tais como alteamentos, o empreendedor ficará obrigado a executar e concluir nova RPSB. Seu conteúdo mínimo é detalhado em seu Anexo II, e engloba, dentre outros aspectos, a reavaliação dos projetos existentes, de acordo com os critérios de projeto aplicáveis à época da revisão. Ao ser concluída a RPSB, deve ser emitida uma Declaração de Condição de Estabilidade – DCE, que será anexada ao PSB.

Quanto às **Inspeções de Segurança Regular de Barragem**, o empreendedor deve preencher quinzenalmente as Fichas de Inspeção Regular (por meio de integrantes do seu quadro de pessoal ou por intermédio de equipe externa contratada para essa finalidade), sendo que também deve elaborar, semestralmente, **o Relatório de Inspeção de Segurança Regular (RISR) e a DCE** correspondente, a qual deve ser enviada para o DNPM via sistema informatizado, entre 1º e 31 de março, e entre 1º e 30 de setembro. Segundo o Art. 16, os documentos com entrega prevista para o segundo semestre de cada ano devem ser elaborados obrigatoriamente por equipe externa contratada, enquanto os documentos previstos para o



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

primeiro semestre podem ser alternativamente elaborados por equipe composta de profissionais do quadro de pessoal do empreendedor. O Anexo II enumera o conteúdo mínimo do RISR, com destaque para:

> "d) *Análise da estabilidade da Barragem de Mineração a qual concluirá pela Declaração de Condição de Estabilidade tendo por base os índices de fator de segurança descritos na Norma Brasileira ABNT NBR 13.028 ou Norma que venha a sucedê-la, fazendo uso das boas práticas da engenharia;*
> *e) Caracterização tecnológica dos rejeitos: Natureza do rejeito, características físicas de granulometria, mineralogia e plasticidade dos rejeitos, parâmetros de resistência em condições drenadas e não drenadas e susceptibilidade dos rejeitos ao fenômeno da liquefação, quando for o caso*".

Cabe ressaltar que a Portaria DNPM nº 70.389, de 17/05/2017, estabelece ainda que o PSB de toda barragem de mineração construída após promulgação da Lei nº 12.334/2010 deve conter projeto "como construído", tradução livre da expressão do idioma inglês "*as built*" (Art. 9º, parágrafo 6). Caso uma barragem construída antes da promulgação da lei não possua o projeto "*as built*", o PSB deverá conter o projeto "como está", tradução livre da expressão do idioma inglês "*as is*" (Art. 9º, parágrafo 7), no prazo máximo de 2 anos a partir do início da vigência da Portaria (portanto, até 17/06/2019). A Portaria traz ainda, em seu Capítulo VI, disposições quanto ao **Plano de Ação de Emergência das Barragens de Mineração (PAEBM)**.

IV.4.1.10 – Resolução ANM nº 04/2019

Após o sinistro com rompimento da Barragem I, foi publicada a Resolução nº 04 da Agência Nacional de Mineração – ANM, de 15/02/2019. Em seu Art. 2º, fica proibida a utilização do método de alteamento a montante em barragens de mineração em todo território nacional. Conforme o Art. 3º, fica proibido também manter ou construir quaisquer instalações, obras ou serviços, permanentes ou temporários, na Zona de Autossalvamento (ZAS), ou mesmo barramentos para armazenamento de efluentes líquidos imediatamente a jusante da barragem. A Resolução estabelece ainda os prazos para desativação, descomissionamento ou descaracterização dessas estruturas, instalações, obras ou serviços.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

A respeito das análises de estabilidade e estudos de susceptibilidade a liquefação, a referida Resolução ANM nº 04/2019 ratificou o preconizado pelas normas técnicas, aos ditames da Portaria DNPM nº 70.389/2017 (Anexo II) e o entendimento das boas práticas de engenharia, referências essas que serão abordadas ao longo do presente Laudo, que o Fator de Segurança de limite mínimo ou de aceitação não seja inferior a 1,3 (um vírgula três), para aceitação das análises de estabilidade nas condições de resistência não drenada, conforme seu Art. 6º, transcrito a seguir:

> *"Art. 6º Cabe ao projetista, profissional legalmente habilitado pelo sistema CONFEA/CREA e com experiência comprovada, estabelecer os fatores de segurança mínimos para as barragens de mineração inseridas na PNSB, independentemente do método construtivo adotado, com base na ABNT NBR 13.028/2017, nas normas internacionais e nas boas práticas de engenharia, sendo* ***vedada a fixação em valor inferior a 1,3 para as análises de estabilidade e estudos de susceptibilidade à liquefação, considerando parâmetros de resistência não drenada****."* (Grifo nosso)

Cabe ressaltar que a Resolução ANM nº 04/2019 foi submetida a consulta pública (finalizada em 21/03/2019), sendo que em seu Art. 17 foi estabelecido prazo (até 01/05/2019) para que a Diretoria Colegiada da ANM reavaliasse as medidas regulatórias cautelares estabelecidas, fazendo, se for o caso, as adequações cabíveis.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*IV.4.2 – Fator de Segurança segundo a NBR nº 13.028/2017*

A Norma Brasileira (NBR) nº 13.028, atualizada em 2017, que especifica os requisitos mínimos para a elaboração e apresentação de projeto de barragens de mineração, preconiza que:

> *"**Os valores mínimos de fator de segurança a serem determinados pelas análises determinísticas de estabilidade devem considerar as condições de carregamento, drenado ou não drenado**, de cada um dos materiais envolvidos".*(Grifo nosso)

A NBR nº 13.038/2017 discrimina que, para condição não drenada de carregamento, as análises de estabilidade podem ser de dois tipos:

> *"**Para condições não drenadas de carregamento, as análises de estabilidade podem ser executadas em tensões totais**, com a utilização de parâmetros de resistência não drenada **ou em tensões efetivas**, com a utilização de parâmetros efetivos de resistência e poropressões estimadas."* (Grifo nosso)

A NBR nº 13.028/2017 também discrimina que, para condição drenada de carregamento, as análises de estabilidade devem ser efetuadas em tensões efetivas:

> "***Para condições drenadas de carregamento, as análises de estabilidade devem ser efetuadas em tensões efetivas**, com a utilização de parâmetros efetivos de resistência ao cisalhamento e poropressões estimadas por rede de percolação."* (Grifo nosso).

Ao referenciar sua Tabela 1 (vide Figura 18), a NBR nº 13.028/2017 discrimina inicialmente que os Fatores de Segurança mínimos nela estabelecida se aplicam para quaisquer condições de carregamento (drenada ou não drenada) e para quaisquer tipos de análise (em tensões totais ou em tensões efetivas): "***Os fatores de segurança mínimos**, conforme **Tabela 1**, devem ser obtidos, **independentemente do tipo de análise e das condições de carregamento"*** (Grifo nosso).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

| Fase | Tipo de ruptura | Talude | Fator de segurança mínimo |
|---|---|---|---|
| Final de construção [a] | Maciço e fundações | Montante e jusante | 1,3 |
| Operação com rede de fluxo em condição normal de operação, nível máximo do reservatório | Maciço e fundações | Jusante | 1,5 |
| Operação com rede de fluxo em condição extrema, nível máximo do reservatório | Maciço e fundações | Jusante | 1,3 |
| Operação com rebaixamento rápido do nível d´água do reservatório | Maciço | Montante | 1,1 |
| Operação com rede de fluxo em condição normal | Maciço | Jusante | 1,5 |
| | | Entre bermas | 1,3 |
| Solicitação sísmica, com nível máximo do reservatório | Maciço e fundações | Montante e jusante | 1,1 |

[a] Etapas sucessivas de barragens alteadas com rejeitos não podem ser analisadas como "final de construção", devendo atender aos fatores de segurança mínimos estabelecidos para as condições de operação.

Figura 18 – Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 contendo os Fatores de Segurança de limite mínimo ou de aceitação para barragens de mineração (adaptado).

Considerando que a Barragem I da Mina do Córrego do Feijão, como na situação de "Final de Construção", pois não havia mais a previsão de novos alteamentos, e não havendo disposição de novos rejeitos desde o ano de 2016, então, o FS mínimo de aceitação, segundo a Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017, deveria ser de 1,3 (um vírgula três) para os taludes de montante e jusante, conforme destacado, independentemente do tipo de análise e das condições de carregamento.

Contudo, para o estabelecimento do valor do FS de limite mínimo para um caso concreto, há que considerar as muitas incertezas envolvidas nos cálculos geotécnicos, que a norma não conseguiria abarcar, por esta tratar somente de Fatores de Segurança calculados por análises determinísticas, isto é, obtidos a partir de valores médios atribuídos aos parâmetros geotécnicos, oriundos de ensaios de campo e de laboratório, que são normalmente interpolados



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

e extrapolados para o conjunto da estrutura em análise (vide subseção IV.3 – Artigo *"Fator de Segurança? Utilizamos corretamente*?" (Herza *et al*., 2017)).

Dessa forma, a NBR nº 13.028/2017 também preconiza que, para o caso de cálculos de estabilidade que utilizam parâmetros de resistência não drenada, o FS pode ser estabelecido pelo projetista, com base nas boas práticas de engenharia: *"Em análises de estabilidade que utilizam parâmetros de resistência não drenada, os fatores de segurança mínimos devem ser estabelecidos pelo projetista,* ***com base nas boas práticas de engenharia"*** (Grifo nosso).

Como pode ser constatado no texto da norma em tela, não é proporcionada uma liberdade total ao projetista, mas sim uma **liberdade restrita** às boas práticas de engenharia (vide subseção IV.6 – Fator de Segurança segundo as Boas Práticas de Engenharia (VALE S.A.)). Essa liberdade restrita é necessária para que o projetista, não estando adstrito aos valores da Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017, possa assim, por exemplo, eleger outros limites mínimos com base na sua experiência e sensibilidade em aferir a confiabilidade dos dados recebidos, avaliar o potencial de dano associado, aplicar conceitos de parâmetros de resistência de pico e residual (permitidos pela norma, desde que devidamente justificados), bem como elaborar análises valendo-se de métodos probabilísticos de cálculo mais avançados para aferição do FS. Estes métodos probabilísticos, por sua vez, consideram o grau de confiança e a variabilidade dos dados obtidos de ensaios de campo e laboratório para as variáveis envolvidas nos cálculos do FS (vide subseção IV.3 – Artigo "Fator de Segurança? Utilizamos corretamente?" (Herza *et al*., 2017).

Além disso, a Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017, também estabelece o FS limite de 1,1 (um vírgula um) para solicitação sísmica, entretanto, não especifica para qual parâmetro de resistência do material, se de pico ou residual. Se esse FS de 1,1 (um vírgula um), que é o menor dentre os fatores preconizados pela NBR nº 13.028/2017, considerasse a resistência de pico do rejeito, significaria atribuir uma tolerância de 10% de segurança para uma condição em que o máximo potencial de resistência do material pudesse ser mobilizado, mas que em casos de carregamentos dinâmicos, provavelmente, não seja possível, por causa da fadiga imposta ao material, pelo acúmulo sucessivo de deformações, decorrente das ondas de tensões. Caso o solo



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

consiga mobilizar, no máximo, uma resistência menor que a de pico, a margem de segurança teórica de 10%, também sofreria redução, aumentando assim a probabilidade de falha. Por outro lado, caso se considerasse o FS de 1,1 (um vírgula um) para resistência residual do rejeito liquefeito, que seria o critério mais conservador, significaria atribuir uma tolerância de 10% de segurança para a pior situação prevista de ocorrer, que é a de pós liquefação. Aliás, o relatório da 2ª versão internacional do PIESEM, promovido pela VALE S.A., estabeleceu um FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,1 (um vírgula um) para resistência residual ou de pós liquefação.

A solicitação sísmica tratada pela NBR nº 13.028/2017 é aquela com magnitude característica de projeto, que, segundo a NBR nº 15.421/2006, tem 10% de probabilidade de ser ultrapassado no sentido desfavorável, durante um período de 50 anos de vida útil da estrutura, o que corresponderia a um período de retorno de 475 anos.

Os sismos característicos de projeto são carregamentos dinâmicos relevantes, que provocam uma elevação temporária da poropressão, reduzindo a resistência ao cisalhamento a ponto de provocar a falha estrutural de determinados solos granulares confinados, que se tornam liquefeitos, fenômeno este denominado de liquefação dinâmica.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*IV.4.3 – Outras Referências Nacionais sobre Fator de Segurança*

IV.4.3.1 – Comitê Brasileiro de Grandes Barragens

Além do preconizado pela NBR nº 13.028/2017, existem outros documentos nacionais como referência de boa prática de engenharia de barragens. A Figura 19 apresenta um resumo dos Fatores de Segurança (FS) mínimos, que são normalmente aceitáveis para os cálculos de estabilidade de taludes, preconizados no Guia Básico de Segurança de Barragens e publicado pelo Comitê Brasileiro de Grandes Barragens[7], associado ao ICOLD[8], indicado para barragens, e independente do material de que foi ou será construída, bem como se foi destinada a reter ou represar água ou rejeitos.

O referido guia estabelece que os coeficientes de segurança, obtidos e aceitos para os taludes, devem levar em consideração a confiabilidade dos dados utilizados nas análises de estabilidade, a adequabilidade e as limitações das análises selecionadas, as magnitudes das deformações toleráveis e as consequências da ruptura em potencial. Apresenta como requisito que os taludes do reservatório devem ser estáveis sob condições de carregamento sísmico, precipitações pluviométricas severas, rebaixamento rápido e qualquer outra condição, caso a ruptura do talude possa induzir a formação de ondas que ameacem a segurança pública, a barragem ou suas estruturas associadas.

Dessa referência técnica destaca-se que, para uma condição de carregamento em que há percolação permanente com o reservatório na cota máxima normal, o FS limite mínimo preconizado para o talude de jusante é de 1,5 (um vírgula cinco).

[7] CBGB - Comitê Brasileiro de Grandes Barragens - Guia Básico de Segurança de Barragens. Comissão Regional de Segurança de Barragens. Núcleo Regional de São Paulo, 1999, pág. 55. Acessado em 02 de abril de 2019 em < http://www.cbdb.org.br/simposio/Guia%20Seg.%20Barr%20-%20CBDB-SP.pdf >.

[8] ICOLD – *International Commission on Large Dams.*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

**COEFICIENTES DE SEGURANÇA, AVALIAÇÃO ESTÁTICA**

| CONDIÇÕES DE CARREGAMENTO | COEFICIENTE MÍN. 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 |

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

Figura 19 – Resumo dos fatores de segurança mínimos, normalmente aceitáveis para os cálculos de estabilidade de taludes, preconizados no Guia Básico de Segurança de Barragens publicado pelo Comitê Brasileiro de Grandes Barragens (adaptado).

IV.4.3.2 – Eletrobrás

A Figura 20 apresenta os Fatores de Segurança (FS) de limite mínimos ou de aceitação para os cálculos de estabilidade de taludes preconizados no guia *Critérios de Projeto Civil de Usinas Hidrelétricas*, publicado pela ELETROBRÁS[9], seguindo as diretrizes do *U.S. Army Corps of Engineers – Design Manual EM – 1110-1-1902 – Stability of Earth and Rockfill Dams*, com algumas adaptações.

Dessa referência técnica destaca-se que foi preconizado o coeficiente de segurança de 1,3 (um vírgula três), para o caso de "Final de Construção", tanto para o talude de montante, quanto para o talude de jusante, ressalvadas as barragens com altura acima de 15 m, sobre fundações relativamente fracas, que deve-se usar um FS mínimo de 1,4 (um vírgula quatro).

[9] ELETROBRÁS - Critérios de Projeto civil de Usinas Hidrelétricas, 2003, pág. 197. Acessado em 02 de abril de 2019 em < http://eletrobras.com/pt/AreasdeAtuacao/geracao/Manuais%20para%20Estudos%20e%20Projetos%20de%20Gera%C3%A7%C3%A3o%20de%20Energia/Crit%C3%A9rios%20de%20Projetos.pdf >.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

| CASO | COEFICIENTE DE SEGURANÇA | RESISTÊNCIA AO CISALHAMENTO | OBSERVAÇÕES |
|---|---|---|---|
| Final de Construção | 1,3 (a) | Q ou S (b) | Taludes Montante e Jusante |
| Rebaixamento Rápido | 1,1 a 1,3 ( c ) | R ou S | Valor mínimo para solos dilatantes Valor máximo para solos que contraem no cisalhamento |
| Percolação Estável | 1,5 | R ou S | Talude Jusante |
| Análise Sísmica | 1,0 | R ou S | Taludes Montante e Jusante |

(a) Para barragens acima de 15 m de altura sobre fundações relativamente fracas, usar fator de segurança mínimo de 1,4.
(b) Em zonas em que não são antecipadas pressões neutras, usar resistência de ensaios S.
(c) Nos casos em que o rebaixamento ocorre com frequência, considerar o coeficiente 1,3.

Figura 20 – Fatores de Segurança (FS) mínimos aceitáveis para os cálculos de estabilidade de taludes, preconizados no guia *Critérios de Projeto Civil de Usinas Hidrelétricas*, publicado pela ELETROBRÁS, seguindo as diretrizes do *U.S. Army Corps of Engineers – Design Manual EM – 1110-1-1902 – Stability of Earth and Rockfill Dams* (adaptado).

*IV.4.4 – Referências Internacionais sobre Fator de Segurança*

IV.4.4.1 – *U. S. Army Corps of Engineers (USACE)*

O manual cuja tradução livre seria "Engenharia e Projeto para Estabilidade de Taludes" (código EM-1110-2-1902)[10] do Corpo de Engenheiros do Exército Americano (sigla em inglês *USACE*) sugere, em sua Tabela 3-1 (reproduzida na Figura 21), valores para os Fatores de Segurança (FS) de limite mínimos ou de aceitação requeridos para novas barragens de terra e enrocamento. Em caso de "Final de Construção" estabelece um Fator de Segurança igual ou maior que 1,3 (um vírgula três). Recomenda também que sejam considerados valores maiores para Fator de Segurança de limite mínimo ou de aceitação, que aqueles preconizados, em caso de alto potencial de dano, assim como em barragens maiores que 50 pés (15,24 m) sobre fundações pouco resistentes, mesma consideração adotada pela Eletrobrás.

[10] *U.S. Army Corps of Engineer – Engineering and Design - EM-1110-2-1902 - Slope Stability*, 2003, pág. 3-2. Acessado em 02 de abril de 2019 em:
< https://www.publications.usace.army.mil/Portals/76/Publications/EngineerManuals/EM_1110-2-1902.pdf >.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

**EM 1110-2-1902**
**31 Oct 03**

**Table 3-1**
**Minimum Required Factors of Safety: New Earth and Rock-Fill Dams**

| Analysis Condition[1] | Required Minimum Factor of Safety | Slope |
|---|---|---|
| End-of-Construction (including staged construction)[2] | 1.3 | Upstream and Downstream |
| Long-term (Steady seepage, maximum storage pool, spillway crest or top of gates) | 1.5 | Downstream |
| Maximum surcharge pool[3] | 1.4 | Downstream |
| Rapid drawdown | 1.1-1.3[4,5] | Upstream |

[1] For earthquake loading, see ER 1110-2-1806 for guidance. An Engineer Circular, "Dynamic Analysis of Embankment Dams," is still in preparation.

[2] For embankments over 50 feet high on soft foundations and for embankments that will be subjected to pool loading during construction, a higher minimum end-of-construction factor of safety may be appropriate.

[3] Pool thrust from maximum surcharge level. Pore pressures are usually taken as those developed under steady-state seepage at maximum storage pool. However, for pervious foundations with no positive cutoff steady-state seepage may develop under maximum surcharge pool.

[4] Factor of safety (FS) to be used with improved method of analysis described in Appendix G.

[5] FS = 1.1 applies to drawdown from maximum surcharge pool; FS = 1.3 applies to drawdown from maximum storage pool.

For dams used in pump storage schemes or similar applications where rapid drawdown is a routine operating condition, higher factors of safety, e.g., 1.4-1.5, are appropriate. If consequences of an upstream failure are great, such as blockage of the outlet works resulting in a potential catastrophic failure, higher factors of safety should be considered.

Figura 21 – Fatores de segurança mínimos requeridos para novas barragens de terra e enrocamento, preconizados pelo *U.S. Army Corps of Engineer – Engineering and Desing - EM-1110-2-1902 - Slope Stability* (adaptado).

IV.4.4.2 – U. S. Department of the Interior – Bureau of Reclamation (USBR)

O *Bureau of Reclamation* do *U.S. Department of the Interior* publicou, em outubro de 2011, o texto "Padrões de Projeto nº 13 – Barragens de Terra", o que seria a tradução livre do inglês *Design Standards No. 13 – Embankment Dams*. Em seu quarto capítulo, que trata da análise de estabilidade estática, de *Chapter 4 - Static Stability Analysis*[11], apresenta a Tabela 4.2.4-1 (reproduzida na Figura 22), onde são indicados os valores mínimos dos Fatores de Segurança (FS) para os cálculos de estabilidade de taludes, calculados pelo método de Spencer (vide subseção do Apêndice A - VII.9.4.1 - Análise de Estabilidade de Taludes pelo Método de Spencer), baseado no método do equilíbrio limite bidimensional. Para a condição de resistência não drenada, em "Final de Construção", o FS de limite mínimo ou de aceitação preconizado é de 1,3 (um vírgula três).

[11] *Chapter 4 - Static Stability Analysis. Design Standards No. 13 – Embankment Dams. U.S. Department of the Interior. Bureau of Reclamation. October 2011.* Acessado em 02 de abril de 2019 pelo seguinte endereço: < https://www.usbr.gov/tsc/techreferences/designstandards-datacollectionguides/finalds-pdfs/DS13-4.pdf >.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

**Table 4.2.4-1. Minimum factors of safety based on two-dimensional limit equilibrium method using Spencer's procedure**

| Loading condition | Shear strength parameters* | Pore pressure characteristics | Minimum factor of safety |
|---|---|---|---|
| End of construction | Effective | Generation of excess pore pressures in embankment and foundation materials with laboratory determination of pore pressure and monitoring during construction | 1.3 |
| | | Generation of excess pore pressures in embankment and foundation materials and no field monitoring during construction and no laboratory determination | 1.4 |
| | | Generation of excess pore pressures in embankment only with or without field monitoring during construction and no laboratory determination | 1.3 |
| | Undrained strength | | 1.3 |
| Steady-state seepage | Effective | Steady-state seepage under active conservation pool | 1.5 |
| Operational conditions | Effective or undrained | Steady-state seepage under maximum reservoir level (during a probable maximum flood) | 1.2 |
| | Effective or undrained | Rapid drawdown from normal water surface to inactive water surface | 1.3 |
| | | Rapid drawdown from maximum water surface to active water surface (following a probable maximum flood) | 1.2 |
| Other | Effective or undrained | Drawdown at maximum outlet capacity (Inoperable internal drainage; unusual drawdown) | 1.2 |
| | Effective or undrained | Construction modifications (applies only to temporary excavation slopes and the resulting overall embankment stability during construction), | 1.3 |

* For selection of shear strength parameters, refer to appendix A.

Figura 22 – Valores mínimos dos Fatores de Segurança (FS) calculados pelo método de Spencer baseado no método do equilíbrio limite bidimensional, constante *do Chapter 4 - Static Stability Analysis. Design Standards No. 13 – Embankment Dams. U.S. Department of the Interior. Bureau of Reclamation. October (2011)* - adaptado.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Segundo o manual do *USBR*, o Fator de Segurança mínimo calculado indica uma medida relativa de estabilidade para várias condições, mas não indica com precisão a margem real de segurança. Os valores específicos selecionados para o Fator de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação precisam considerar os seguintes critérios:

a) As condições de projeto devem ser analisadas, assim como as consequências da falha;

b) A estimativa da confiabilidade dos parâmetros de resistência ao cisalhamento, previsão de poropressão, e outros parâmetros do solo;

c) A presença de estruturas dentro da região afetada pelo aterro;

d) A confiabilidade das investigações de campo e de laboratório;

e) A compatibilidade tensão-deformação dos materiais do aterro e da fundação;

f) A provável qualidade do controle de construção;

g) A altura do aterro da barragem, e;

h) O julgamento baseado em experiências passadas com barragens de terra e enrocamentos.

IV.4.4.3 – Canadian Dam Association (CDA)

O trabalho técnico de julho de 2014 da consultoria *SRK Consulting (Canada) Inc.*, denominado Relatório Preliminar do Projeto da Barragem Principal, que seria a tradução livre do inglês *Main Dam Preliminary Design Report*[12], apresenta na sua Tabela 1 (reproduzida na Figura 23) uma referência aos critérios de projetos adotados pela *Canadian Dam Association*[13] (CDA). Nela são reproduzidas as tabelas indicativas da Associação Canadense de Barragens (CDA) para os de Fatores de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação para a estabilidade dos taludes de montante e de jusante, tanto para o caso de avaliação estática quanto para avalição dinâmica. Para a estabilidade do talude de jusante à longo prazo (*Long-term*) deverá obedecer um FS de limite mínimo o de aceitação de 1,5 (um vírgula cinco).

[12] *Main Dam Preliminary Design Report. SRK Consulting (Canada) Inc*. 2014. Acessado em 29 de março de 2019 em < http://www.emr.gov.yk.ca/mining/pdf/mml_minto_14-2main_dam_preliminary_design_report.pdf >.
[13] *Canadian Dam Association [CDA], 2007, revised 2013. Canadian Dam Safety Guidelines.*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

**Table 1: Factors of Safety for Slope Stability – Static Assessment (Table 6-2, CDA (2007, Revised 2013))**

| Loading Conditions | Minimum Factor of Safety | Slope |
|---|---|---|
| End of Construction before reservoir filling | 1.3 | Upstream and downstream |
| Long-term steady state | 1.5 | Downstream |
| Full or partial rapid drawdown | 1.2 to 1.3 | Upstream |
| **Note 1**. Factor of safety is the factor required to reduce operational shear strength parameters to bring a potential sliding mass into a state of limiting equilibrium (using generally accepted methods of analysis). **Note 2.** Higher factors of safety may be required if drawdown occurs relatively frequently during normal operation. | | |

Figura 23 – Fatores de Segurança (FS) mínimos preconizados pela CDA referenciados em *Main Dam Preliminary Design Report,* para estabilidade de taludes sob avaliação estática (adaptado).

IV.4.4.4 – *Australian National Committee on Large Dams* (*ANCOLD*)

O manual cuja tradução livre seria "Manual de Projeto, Construção, Operação e Fechamento de Barragem de Rejeitos", publicado em 2012 pelo Comitê Nacional Australiano de Grandes Barragens (sigla em inglês ANCOLD), estabelece Fatores de Segurança de limite mínimo ou de aceitação, apresentada na Tabela 8 do referido manual (reproduzida na Figura 24).

**Table 8 Recommended factors of safety**

| Loading Condition (Note 1) | Recommended Minimum for Tailings Dams | Shear strength to be used for evaluation |
|---|---|---|
| Long-term drained | 1.5 | Effective Strength |
| Short-term undrained (potential loss of containment) | 1.5 | Consolidated Undrained Strength |
| Short-term undrained (no potential loss of containment) | 1.3 | Consolidated Undrained Strength |
| Post-seismic | 1.0 -1.2 (Note 2) | Post Seismic Shear Strength (Note 3) |

*Note 1 See Section 6.1.3 for description of loading conditions*

*Note 2 To be related to the confidence in selection of residual shear strength. 1.0 may be adequate for use with lower bound results.*

*Note 3 Cyclically reduced undrained/drained shear strength and/or liquefied residual shear strength for potentially liquefiable materials.*

Figura 24 – Fatores de Segurança (FS) mínimos preconizados pela ANCOLD (2012).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## IV.5 – Fator de Segurança segundo o Projetista da Barragem I

Conforme preconizado pela NBR nº 13.028/2017: "*Em análises de estabilidade que utilizam parâmetros de resistência não drenada, os fatores de segurança mínimos devem ser estabelecidos pelo projetista, com base nas boas práticas de engenharia*". Portanto, é importante verificar qual foi o Fator de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação adotado pela empresa GEOCONSULTORIA, projetista em 2005 dos últimos alteamentos da Barragem I (9º e 10º alteamentos).

Essa informação foi colhida de Relatório Técnico emitido pela GEOCONSULTORIA no ano de 2017, e do Termo de Declarações do seu representante técnico, Sr. Paulo Cesar Abrão, no âmbito do Inquérito Policial em curso para apuração das circunstâncias e dos responsáveis pela ocorrência do sinistro da Barragem I em 25/01/2019.

### *IV.5.1 – Relatório Técnico de 2017 da GEOCONSULTORIA sobre a Barragem I*

A empresa GEOCONSULTORIA elaborou em março de 2017 o Relatório Técnico, código VL55-RT31, com o objetivo de apresentar uma avaliação complementar sobre a análise de estabilidade sob carregamento não drenado da Barragem I, concluindo no item 8.1.1, sobre análise estática, que o FS de limite mínimo de aceitação seria 1,3 (um vírgula três), conforme trecho transcrito a seguir:

> *"É nossa opinião que, para a condição não drenada, poderia ser utilizado o FS mínimo de 1,2 quando a ocorrência de ruptura não representar danos materiais elevados ou mortes de pessoas.* ***Para situações em que a ruptura represente danos materiais elevados, danos ambientais elevados e pode resultar em mortes de pessoas, o FS mínimo seria de 1,3.****"* (Grifo nosso)

### *IV.5.2 – Depoimento Sr. Paulo Abrão da empresa GEOCONSULTORIA*

Conforme descrito no Termo de Declarações de 12/02/2019 do Geólogo de Engenharia, especializado em geotecnia, Sr. Paulo Cesar Abrão, representante técnico da empresa GEOCONSULTORIA, presentes nas folhas nº 690 e 691 do Inquérito Policial nº 062/2019 SR/PF/MG, que apura as circunstâncias e responsabilidades pelo sinistro da Barragem I em 25/01/2019, é ratificado o critério adotado pelo Relatório Técnico VL55-RT31



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

de 2017, a que se referiu o subitem anterior, de que o FS de limite mínimo ou de aceitação seria de 1,3 (um vírgula três) para condição não drenada. A seguir, é transcrito o trecho do referido depoimento, que traz essa informação:

> *"Que, foi feita a análise de estabilidade aplicando o método de OLSON, juntamente com o próprio Professor OLSON e se chegou a um fator de segurança de 1,3 para condição não drenada na barragem B1;* ***Que, o fator mínimo estabelecido para essa condição é por prática, 1,3****;"* (Grifo Nosso)

Portanto, a empresa GEOCONSULTORIA e o seu representante técnico, o Sr. Paulo Cesar Abrão, projetista dos últimos alteamentos da Barragem I de Feijão (9º e 10º alteamentos) em 2005, ratificam o FS de limite mínimo ou de aceitação para condição não drenada de 1,3 (um vírgula três), o que ficou evidente nos documentos técnicos emitidos em março de 2017 e declarações no âmbito do Inquérito Policial nº 062/2019 SR/PF/MG. Esse valor mínimo de FS de 1,3 (um vírgula três) é indicado na Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 para a situação de "Final de Construção", conforme demonstrado na subseção IV.4.2 – Fator de Segurança segundo a NBR nº 13.028/2017, sendo também preconizado pelo *U.S. Army Corps of Engineers* (USACE) e o *Bureau of Reclamation do U.S. Department of the Interior* (USBR), conforme subseção IV.4.4 – Referências Internacionais sobre Fator de Segurança.

Cabe ainda verificar se o critério adotado pelo Projetista da Barragem I está de acordo com as boas práticas de engenharia adotadas pela VALE S.A., conforme o preconizado pela NBR nº 13.028/2017, objeto de análise da próxima subseção.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## IV.6 – Fator de Segurança segundo as Boas Práticas de Engenharia (VALE S.A.)

Foi consultado um conjunto de documentos para demonstrar qual é o FS de limite mínimo ou de aceitação, defendido como boas práticas de engenharia, dentro da própria VALE S.A.. Esta subseção destaca os trechos de interesse, colhidos dos referidos documentos, cujos arquivos digitais seguem em mídia (DVD) anexada ao final deste Laudo.

### *IV.6.1 – Nota Técnica da Revisão Periódica da Barragem Sul Superior da TÜV SÜD*

A Nota Técnica, elaborada pela empresa TÜV SÜD, referente à Revisão Periódica de Segurança da Barragem Sul Superior, da Mina de Gongo Soco em Barão de Cocais/MG, pertencente à VALE S.A., que tratou do dimensionamento e especificação técnica do sistema de drenagem interna para adequação da segurança à liquefação (RC-SP-004/18) de 18/01/2018, afirmou ser insatisfatório o FS mínimo calculado de 1,13, por ser inferior a 1,3 (um vírgula três) para análises de estabilidade para o modo de falha por liquefação, conforme trecho transcrito a seguir:

> *"INTRODUÇÃO*
> *As análises de estabilidade atuais para o modo de falha liquefação indicam que a Barragem Sul Superior encontra-se sob condição insatisfatória de segurança, com Fator de Segurança FS = 1,13 inferior ao* ***mínimo estabelecido como FS = 1,30****"* (Grifo nosso).

### *IV.6.2 – Ata de reunião VALE S.A. – TÜV SÜD – POTAMOS*

Trata-se da Ata de Reunião-Barragem Sul Superior e Barragem I de 21/12/2017 entre as empresas VALE S.A., TÜV SÜD e POTAMOS, com os seguintes participantes:

- Pela POTAMOS: Albano Cândido, Andrea Portes e Regina Moretti;
- Pela TÜV SÜD: Makoto Namba e Marlísio Cecílio;
- Pela VALE S.A.: Andrea Dornas, Cesar Grandchamp, Cristina Malheiros, Daniel Penna, João Paulo Silva, Marilene Lopes, Ricardo Leão, Wagner Castro e Washington Pirete.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Nesta Ata é afirmado que o FS para resistência de pico, na condição não drenada, deve ser incrementado para o valor mínimo de 1,3 (um vírgula três), conforme trecho transcrito a seguir:

> *"Deliberações Barragem I*
> [...]
> - *Todas as ações realizadas pela VALE tem como objetivo incrementar o fator de segurança para a condição não drenada,* ***tendo como meta a obtenção de fator de segurança mínimo de 1,3 para resistência de pico****. Foi discutido que mesmo que as ações realizadas não tenham efeito imediato, até junho/2018, no aumento do fator de segurança para 1,3, a TUV-SUD irá considerar e acompanhar as ações executadas pela VALE tendo em vista a emissão da declaração de condição de estabilidade da barragem Sul Superior prevista para junho de 2018.* (Grifo nosso)
> - ***A VALE assumiu o compromisso com a TUV-SUD de execução das ações mencionadas nessa ata para a Barragem I"***

*IV.6.3 – Ata de reunião sobre a Barragem Sul-Superior pela empresa WALM*

Em ata de reunião realizada em 04/02/2019, contando com a presença de técnicos da VALE S.A. e da empresa WALM ENGENHARIA E TECNOLOGIA AMBIENTAL, foram abordados os resultados das análises de estabilidade não drenada para a Barragem Sul-Superior da Mina de Gongo Soco.

Embora essa reunião tenha sido realizada em data posterior ao rompimento da Barragem I, é importante destacar que nesse documento a consultora WALM alerta sobre a susceptibilidade de liquefação da Barragem Sul Superior, informando ter considerado como referência para a análise de estabilidade o FS de 1,3 (um vírgula três) como valor de limite mínimo ou de aceitação, para a condição de carregamento não drenado estático, com a justificativa de ser esse o valor adotado pelo *United States Bureau of Reclamation* (USBR), conforme trecho transcrito a seguir:

> *"****Para a condição de carregamento não drenado estático foi adotado o FS = 1,3 como mínimo, porque esse é o valor adotado pelo United States Bureau of Reclamation (USBR) para a condição "final de construção", que também representa as solicitações não drenadas****"* (Grifo nosso).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*IV.6.4 – Relatórios dos Painéis Independentes de Especialistas (PIESEM)*

IV.6.4.1 - Introdução

Em março de 2017, a VALE S.A. implementou os Painéis Independentes de Especialistas para Segurança e Gestão de Riscos de Estruturas Geotécnicas (PIESEM) nas versões nacional e internacional. O relatório da primeira reunião da versão internacional do painel, que aconteceu no período de 27 a 31/03/2017, não consta na documentação encaminhada para exame, que contou com a presença de Paulo Abrão, David Bowles, Paulo Franca, Luís Valenzuela, André Assis, Mário Cicareli, Scott Olson e Brian Watts.

Posteriormente, os mesmos componentes reuniram-se pela segunda vez no período de 13 a 17/11/2017, tendo sido emitido um relatório em 20/12/2017. A terceira reunião do PIESEM, na versão internacional, ocorreu no período de 01 a 06/10/2018, que contou com a presença de Fernando Schnaid em substituição a Mário Cicareli, sendo que seu relatório de consolidação foi emitido em 17 de outubro de 2018.

O painel na versão nacional (PIESEM-N) teve sua primeira reunião em agosto de 2017, cujo relatório também não consta na documentação encaminhada a exame. A segunda reunião do PIESEM-N ocorreu no período de 18 a 20/06/2018, tendo sido emitido um relatório em 05/07/2018, e que contou com a presença de Paulo Abrão, Mário Cicareli, André Assis e Paulo Franca.

IV.6.4.2 – Pontos Relevantes dos Relatórios dos Painéis de Especialistas

A seguir são destacados alguns pontos relevantes de interesse para o exame pericial, presentes nos 03 (três) relatórios disponíveis, seguindo a ordem cronológica de emissão dos mesmos, os quais são ao final comentados, no seu conjunto, com a opinião dos Signatários.

IV.6.4.2.1 – Relatório da 2ª Reunião do Painel Internacional de Especialistas (PIESEM-I)

Por ocasião da 2ª Reunião do PIESEM internacional, ocorrida no período de 13 a 17/11/2017, foram realizadas cinco apresentações relativas ao tema liquefação dos rejeitos



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

depositados, sendo uma relacionada com a visão geral da metodologia de análise utilizada pela VALE S.A. e quatro referentes à análise de barragens de rejeitos já fechadas, apresentadas individualmente pelos consultores que trabalhavam nessas barragens. Os temas abordados foram os seguintes:

1. Estimativa da resistência não-drenada para rejeitos com comportamento contrátil (VALE S.A.);
2. Estudo de caso – Barragem Vargem Grande (Tractebel);
3. Barragem Forquilha III (Tetra Tech Coffey);
4. Revisão sobre Estabilidade e Liquefação – Barragem I – Mina Feijão (POTAMOS);
5. Probabilidade de rompimento da Barragem Sul Superior – Mina Gongo Soco (TÜV SÜD).

Com base nas discussões acerca das apresentações supramencionadas, os membros do 2º PIESEM internacional fizeram as seguintes consignações no relatório, sobre análise de liquefação, abaixo transcrito:

> *[...] "the Panel observed that the procedures used to assess liquefaction – including data collection, data interpretation, stability calculations, probability/risk analysis etc. – varied considerably from consultant to consultant. As a result, the conclusions from these assessments also varied from consultant to consultant.*
>
> *[...] After these presentations, it became clear to the Panel that Vale needs to have standard procedures for liquefaction assessment."*

Cuja tradução livre seria:

> *[...] "O Painel observou que os procedimentos utilizados para avaliar a liquefação – incluindo a coleta de dados, interpretação de dados, cálculos de estabilidade, análise de probabilidade/risco etc. – variaram consideravelmente de consultor para consultor. Como resultado, as* ***conclusões dessas análises também variaram de consultor para consultor.***
>
> *[...] Após essas apresentações, ficou claro para o Painel que a* ***Vale precisa ter procedimentos padronizados para avaliação da liquefação."*** (Grifo nosso)



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Com relação aos dados de ensaios de laboratório utilizados pelos consultores nas análises de liquefação, o Painel ainda se pronunciou:

> *[...] "the Panel feels that some existing laboratory data are not reliable and are not consistently interpreted. As a result, we recommend that current liquefaction assessments use field tests as the primary means to assess undrained shear strengths of tailings needed for stability analysis. The use of laboratory tests for estimating undrained strengths should be discontinued until Vale has completed a Standards Manual related to liquefaction and contractors have been properly trained (these activities are proposed below).*
>
> *[...] Based on the inconsistencies observed in the field and laboratory testing, as well as in the interpretation and analysis performed for the TSFs, the Panel recommends that Vale initiate an Accreditation Process for their contractors."*

Cuja tradução livre seria:

> *"**O Painel considera que alguns dados de ensaios de laboratório existentes não são confiáveis e não são interpretados de forma consistente.** Como resultado, recomendamos que as atuais avaliações de liquefação utilizem ensaios de campo como o principal meio para avaliar as resistências ao cisalhamento não-drenadas dos rejeitos, necessárias para a análise de estabilidade. O uso de ensaios de laboratório para estimar resistências não-drenadas deve ser suspenso até que a Vale tenha concluído o Manual de Padrões referente à liquefação, bem como os contratados (terceirizados) tenham sido devidamente treinados nas atividades propostas.* (Grifo nosso)
>
> *[...] Com base nas inconsistências observadas nos ensaios de campo e de laboratório, bem como na interpretação e análise realizadas para os TSFs (do inglês Tailings Storage Facilities, que significa instalações de armazenamento de rejeitos), o Painel recomenda que a Vale inicie um Processo de Acreditação para suas contratadas."*

Com relação ao risco de rompimento de barragens de rejeitos fechadas, o Painel apresentou a seguinte consideração:

> *"The Panel considers that the failure record of tailings dams in MG will show that operating tailings dams are more likely to fail than closed dams.*
>
> *[...] This general observation that the risk of tailings dam failure is reduced (not eliminated) once tailings dams are closed argues that efforts should be made to lower the phreatic surface in closed Vale tailings dams."*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Cuja tradução livre seria:

> *"O Painel considera que o registro de rompimentos em barragens de rejeitos em Minas Gerais mostrará que barragens de rejeitos em operação apresentam maior probabilidade de rompimento do que barragens fechadas.*
>
> *[...] Esta observação geral de que* ***o risco de rompimento de barragens de rejeitos é reduzido (não eliminado), uma vez que as barragens de rejeitos estão fechadas, requer que esforços devem ser feitos para baixar a superfície freática nas barragens de rejeitos fechadas da Vale.****"* (Grifo nosso)

**O Painel de Especialistas, dentre as recomendações feitas à VALE S.A., colocou a necessidade de definir os Fatores de Segurança (FS) mínimos requeridos para as avaliações de segurança das barragens de rejeitos**, o que foi expresso nos seguintes termos:

> *"The Panel considers that Vale should adopt the following Factor of Safety criteria for their tailings dam safety assessments:*
>
> *• Drained FS ≥ 1.5. The Panel considers that the operative failure mode is undrained, but the drained FS should be calculated carefully as a benchmark.*
>
> *• Undrained (liquefaction triggering, yield shear strengths) FS ≥ 1.3.*
>
> *• Undrained (post-triggering, liquefied shear strengths) FS ≥ 1.1.*
>
> *At this time, the Panel recommends that Vale adopts the FS ≥ 1.3 at yield for closed tailings dams and both undrained criteria (yield and liquefied) for operating tailings dams."*

Cuja tradução livre seria:

> *"O Painel considera que a Vale deveria adotar os seguintes critérios de Fator de Segurança para as avaliações de segurança das suas barragens de rejeitos:*
>
> - *FS drenado ≥ 1,5. O Painel considera que o modo de ruptura operacional é não-drenado, mas o FS drenado deve ser calculado cuidadosamente como uma referência.*
> - ***FS não-drenado (gatilho de liquefação, resistência ao cisalhamento de pico) ≥ 1,3.***
> - ***FS não-drenado (pós-gatilho, resistência ao cisalhamento liquefeita) ≥ 1,1.***



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

> *No momento,* ***o Painel recomenda que a Vale adote o FS ≥ 1,3 de pico para barragens de rejeito fechadas*** *e ambos os critérios não-drenados (de pico e liquefeito) para barragens de rejeitos em operação."* (Grifo nosso)

IV.6.4.2.2 – Relatório da 2ª Reunião do Painel Nacional de Especialistas (PIESEM-N)

Por ocasião da 2ª Reunião do PIESEM-N, ocorrida no período de 18 a 20/06/2018, os membros do Painel, dentro das atividades programadas, participaram de várias apresentações, entre as quais houve uma denominada "Estudos de Liquefação da Barragem I da Mina Córrego do Feijão", feita pela empresa de consultoria TÜV SÜD, e outra intitulada "Estudos de Liquefação da Barragem Forquilha III", feita pela empresa de consultoria TETRA TECH. Com base nas discussões suscitadas, em virtude das mencionadas apresentações e de outras exposições acerca do tema Liquefação, o Painel consignou no relatório a seguinte manifestação:

> *"Observou-se uma evolução conceitual na avaliação de resistência não drenada e potencial de liquefação das barragens construídas por montante.* ***Em vários casos, mesmo com o resultado das análises não drenadas de estabilidade indicando fatores de segurança mais baixos que as práticas recomendadas, as declarações de estabilidade foram emitidas****, inclusive considerando a disposição da Vale em tomar as medidas estabilizantes necessárias.*
>
> ***Há ainda muita incerteza com relação ao tema, seja pela carência de dados, seja pelo entendimento não condensado entre os diversos estudiosos. Esta incerteza é demonstrada internacionalmente, não é exclusiva da Vale.*** (Grifo nosso)
>
> *Foi apresentada pelo prof. Schnaid uma proposta de estudos a serem realizados para minimização dessas incertezas, com base em ensaios de campo e laboratório. O Painel concorda com essa abordagem, embora compreenda que seja uma atividade de longo prazo.*
>
> *Com relação ao critério de projeto em termos de Fator de Segurança,* ***o Painel é de opinião que FS≥1,3 é adequado para este tipo de análise (condição não drenada)****, em comparação com o FS=1,5 sugerido em outros casos, já que o modo de falha requer a atuação de gatilho, cuja probabilidade de ocorrência tende a ser baixa. Além do mais, as caracterizações de resistência não drenadas dos rejeitos conduzidas pela Vale já formam um acervo considerável, que permite a adoção do FS=1,3".* (Grifo nosso)



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

IV.6.4.2.3 – Relatório da 3ª Reunião do Painel Internacional de Especialistas (PIESEM-I)

Por ocasião da 3ª Reunião do PIESEM internacional, ocorrida no período de 01 a 06/10/2018, dentre os temas apresentados e discutidos na agenda de atividades, consta a "*Análise de Liquefação e o Descomissionamento da Barragem I*", assunto que passou a integrar a subseção 4 do relatório emitido correspondente. Nele estão registradas considerações acerca de uma apresentação feita pela empresa de consultoria TÜV SÜD, durante o encontro, com o tema "*Análise de Liquefação e Análise de Estabilidade não-drenada da Barragem I*", de onde os peritos transcreveram os trechos a seguir:

> *"Parameters needed to run undrained slope stability analyses of Dam I for the saturated tailings were obtained from thirteen CPTu tests done in two different campaigns (2005 and 2016). After CPTu results interpretation, all saturated tailings were considered liquefiable, and the average ratio between undrained strength and effective vertical stress (su/σ'v) assumed as 0.26.*
>
> *[...] Three cross-sections along the dam were analyzed and the lowest factor of safety (FS) was on the order of 1.1.*
>
> *[...]Considering the results of the undrained slope stability analyses for Dam I, based on undrained peak strength parameters, several restrictions, such as no traffic of heavy equipment, no blasting nearby, minimum beach distance and so on, were imposed at the dam, aiming to avoid triggering liquefaction."*

Cuja tradução livre seria:

> *"Os parâmetros necessários para proceder às análises de estabilidade de talude não-drenadas da Barragem I para rejeitos saturados foram obtidos de treze testes CPTu realizados em duas diferentes campanhas (2005 e 2016). Após a interpretação dos resultados de CPTu,* ***todos os rejeitos saturados foram considerados suscetíveis à liquefação, e a razão média entre a resistência não-drenada e a tensão vertical efetiva ($S_u/\sigma'_v$) foi assumida como 0,26.***
>
> *[...] Foram analisadas três seções transversais ao longo da barragem e o menor* ***fator de segurança (FS) foi da ordem de 1,1.***
>
> *[...]* ***Considerando os resultados das análises de estabilidade de talude não-drenadas para a Barragem I, baseados nos parâmetros de resistência de pico não-drenada, várias restrições, como a proibição do tráfego de equipamentos pesados, proibição de detonações próximas, distância de praia mínima, e assim por diante, foram impostas à barragem, objetivando evitar o gatilho de liquefação.***" (Grifo nosso)



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Como relação ao problema do alto nível da superfície freática no interior da barragem, o Painel assim se pronunciou:

> *"Finally, some attempts to drawdown the phreatic level inside the dam were done, including pumping of the remaining free water in the reservoir, collection of the surface water coming from surrounding abutments and draining it directly to the spillway, and installation of horizontal drains, 100 m long, at the toe berm and at the set back. This horizontal drain installation was stopped after an incident, probably due to installation problems. As the position of the phreatic levels inside the dam strongly affects the structure safety, it is recommended to resume as soon as possible the horizontal drain installation, with a skilled contractor, as well as to look for alternatives to water table drawdown (including wells).*
>
> *In summary, although the dam is well maintained, monitoring controlled and if restrictions imposed to avoid triggers of flow liquefaction are observed, the Panel recognizes that, besides the recommendation to resume as soon as possible the draining measures already commented, no other action be taken until the results of the complementary investigation is concluded and new stability assessment carried out. The complementary in situ investigation and multilevel piezometer installation must continue, providing more information for stability and seepage analysis reevaluation, and defining measures to reduce risk presented by this structure."*

Cuja tradução livre seria:

> *"Finalmente, algumas* ***tentativas para reduzir o nível freático no interior da barragem foram feitas,*** *incluindo o bombeamento da água livre remanescente no reservatório, coleta de águas superficiais vindas do entorno das ombreiras e drenando-as diretamente para o vertedouro, e instalação de drenos horizontais, com 100m de comprimento, na berma de base e no recuo. Essa instalação dos drenos horizontais foi paralisada após um incidente, provavelmente devido a problemas de instalação. Como* ***a posição dos níveis freáticos dentro da barragem afeta fortemente a segurança da estrutura****, é recomendado retomar o mais rápido possível a instalação dos drenos horizontais, com uma empresa especializada, bem como procurar alternativas para reduzir o lençol d'água (incluindo poços).* (Grifo nosso)
>
> *Em resumo, apesar da barragem estar bem mantida, monitoramento controlado e se as restrições impostas para evitar gatilhos de liquefação forem observadas, o Painel reconhece que, junto com a recomendação de retomar assim que possível as medidas de drenagem já comentadas, nenhuma outra ação deve ser tomada até que os resultados da investigação complementar sejam concluídos e uma nova avaliação de estabilidade seja realizada. A investigação in situ complementar e a instalação de piezômetros multinível devem continuar, fornecendo mais informações para a reavaliação da estabilidade e da percolação, e definindo medidas para reduzir o risco apresentado por essa estrutura."*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

IV.6.4.2.4 – Comentários da Perícia Acerca dos Pontos Relevantes dos Relatórios

Tendo procedido à análise das considerações consignadas nos três relatórios disponíveis dos painéis de especialistas, em especial aquelas destacadas e transcritas nos itens anteriores, no que diz respeito principalmente à Barragem I da Mina Córrego do Feijão, em Brumadinho/MG, os signatários apresentam a seguir os seus comentários sobre as manifestações dos membros dos painéis.

Os painéis independentes de especialistas foram implementados pela VALE S.A. para assessorá-la nas questões de segurança e gestão de risco das barragens de rejeitos (vide subseção VII.9.3.2 – Avaliação de riscos), cujos membros possuem notório saber com relação às questões técnicas afetas ao assunto, fato esse reconhecido nacional e internacionalmente. As considerações e recomendações dos painéis estão em sintonia e na vanguarda das boas práticas de engenharia relacionadas ao projeto, construção e operação de barragens de rejeitos de mineração.

Não passou despercebido, aos membros dos painéis de especialistas, a existência de muitas incertezas com relação às análises de estabilidade das barragens da VALE S.A.. Em especial, as incertezas relacionadas aos parâmetros de resistência utilizados nas análises de estabilidade, em decorrência, sobretudo, da qualidade duvidosa, da insuficiência quantitativa e da falta de contemporaneidade das sondagens de campo, e dos ensaios de laboratório realizados pouco confiáveis (vide subseção VII.9.3.1 - Variabilidade dos parâmetros geotécnicos). Some-se ainda a interpretação equivocada dos resultados obtidos, e ainda a existência, no caso da Barragem I, de problemas referentes à deficiência no sistema de drenagem interna e superficial da barragem, que resultou na elevação temerária da superfície freática no interior da estrutura, colocando em risco a sua segurança.

Com relação às análises de estabilidade, os Painéis, de maneira geral, recomendaram, para as análises realizadas na condição de carregamento não-drenado, e acionado o gatilho de liquefação dos rejeitos, a adoção de um Fator de Segurança de limite mínimo ou de aceitação de 1,3 (FS maior ou igual a um vírgula três). O Painel Nacional, em sua segunda reunião, afirmou que um FS de 1,3 (um vírgula três) poderia ser utilizado, uma vez



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

que a empresa VALE S.A. já possuía um acervo considerável de caracterizações de resistência não-drenada, conforme transcrito na subseção IV.6.4.2.2 – Relatório da 2ª Reunião do Painel Nacional de Especialistas (PIESEM-N).

Ressaltando-se que o Painel Nacional atentou ainda para o fato de que "e*m vários casos, mesmo com o resultado das análises não drenadas de estabilidade indicando fatores de segurança mais baixos que as práticas recomendadas, as declarações de estabilidade foram emitidas".*

**Com base em toda pesquisa empreendida, entendem os signatários que as "*práticas recomendadas*", às quais se refere o Painel Nacional, trata-se, entre outras, da adoção do FS maior que 1,3 (um vírgula três) para as análises de estabilidade realizadas na condição de carregamento não-drenado.** Essa recomendação não teria sido observada, por exemplo, pela empresa de consultoria TÜV SÜD ao emitir, na data de 26/09/2018, a Declaração de Condição de Estabilidade relativa à Barragem I da Mina Córrego do Feijão, quando os resultados da análise de estabilidade para a condição não-drenada apontaram para um Fator de Segurança (FS) mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove) para Seção 4-4 (ou E-E), a mais crítica e de maior altura da Barragem I, conforme consignado no relatório técnico relativo à Revisão Periódica de Segurança de Barragem (Arq. RC-SP-117-17-R4_RPSB-B-1_Feijao.pdf).

**Igualmente, o PIESEM internacional recomendou a adoção do FS maior que 1,1 (um vírgula um) para as análises realizadas na condição de carregamento não-drenado para resistência residual do rejeito após a liquefação. Entretanto, conforme Relatório Técnico do Cálculo do Risco Monetizado, o FS calculado mínimo para a Barragem I considerando a resistência residual foi de 0,44 (zero quarenta e quatro) (vide subseção IV.7.1 – Cálculo do Risco Monetizado – Análise da Probabilidade de Ruptura da Barragem).**

Em relação à elevada superfície freática no interior da Barragem I, mesmo sendo informado que a Barragem I não recebia mais rejeitos desde o ano de 2016, houve reiteradas recomendações e alertas feitos pelos painéis de especialistas, de que se tratava de um problema



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

crucial para a segurança da barragem. Foi sugerido que se adotasse medidas urgentes para rebaixar o nível do lençol freático, algumas das quais, já vinham sendo implementadas pela VALE S.A., tais como: a instalação dos drenos horizontais profundos (DHP), o bombeamento da água superficial que se acumulava na parte superior mais a montante do reservatório, dentre outras. Entretanto, as medidas mitigadoras já implementadas ainda se mostravam insuficientes para deixar os níveis freáticos em condições mais favoráveis à segurança da estrutura, não refletindo no incremento necessário do Fator de Segurança ao valor mínimo desejado.

*IV.6.5 – Análise crítica da Perícia sobre as Boas Práticas de Engenharia adotadas pela VALE S.A.*

Conforme pode ser constatado ao se analisar o conteúdo dos documentos apresentados nesta subseção, todos são unânimes em afirmar que o FS mínimo de aceitação para carregamento na condição não drenada é de 1,3 (um vírgula três), considerando a resistência de pico do material, ratificando a decisão do Projetista dos últimos alteamentos da Barragem I de 2005 (9º e 10º alteamentos), empresa GEOCONSULTORIA e seu representante técnico, o Sr. Paulo Cesar Abrão, que por sua vez, ratificam o valor preconizado pela Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017.

Caso fosse considerar as ressalvas necessárias relativas ao potencial de dano associado e às incertezas inerentes aos dados de entrada para as análises de estabilidade, ensejaria a adoção de um FS ainda maior

Portanto, destaca-se que as próprias empresas interessadas VALE S.A. e TÜV SÜD tinham ciência de que o FS mínimo de aceitação era de 1,3 (um vírgula três), conforme conteúdo da Ata de Reunião entre as empresas VALE S.A., TÜV SÜD e POTAMOS de 21/12/2017, da Nota Técnica da Revisão Periódica de Segurança da Barragem Sul Superior de 18/01/2018 e dos relatórios dos painéis de especialistas independentes (PIESEM), em ambas versões internacional e nacional.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## IV.7 – Relatórios Técnicos produzidos para Barragem I

Foram analisados mais detalhadamente dois estudos técnicos, denominados Cálculo do Risco Monetizado e Revisão Periódica de Segurança de Barragens, responsáveis por terem produzido informações suficientes e necessárias para orientar a tomada de decisões relativas à condição de segurança em que a Barragem I se encontrava, e que serviram de subsídio para os demais documentos técnicos emitidos posteriormente.

### *IV.7.1 – Cálculo do Risco Monetizado – Análise da Probabilidade de Ruptura da Barragem*

Dentro do projeto de Gestão de Riscos Geotécnicos (GRG), conduzido pela mineradora VALE S.A., foi definido o objetivo de quantificação dos riscos (monetizados), que requerem a definição das probabilidades de falha e dos custos, em vidas humanas e financeiro, das consequências em caso de rupturas das estruturas geotécnicas.

Nesse contexto, a VALE S.A. celebrou, em 24/02/2017, o contrato nº 5500043549 com as empresas TÜV SÜD e POTAMOS, para quantificar as probabilidades para quatro modos de falha mais relevantes e/ou que fossem aplicáveis à Barragem I da Mina do Córrego de Feijão, estabelecidos pela GRG/VALE S.A.. As falhas estudadas estariam associadas à ruptura de barragens por galgamento, erosão interna, instabilização e liquefação, conforme discriminado na Figura 25, tendo como base os resultados das análises qualitativas de riscos desenvolvidas por auditorias técnicas de segurança anteriores, visita de campo, análise de documentos e dados de monitoramento disponibilizados.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

| Modo de falha | Componente | Causas |
|---|---|---|
| A - Galgamento | Maciço | Capacidade de descarga insuficiente;<br>Volume para trânsito de cheias insuficiente. |
| B - Instabilização | Maciço / Fundação | **Poropressões elevadas** (nível piezométrico elevado no maciço)<br>**Baixa resistência do material** (alguns diques de alteamento) |
| | Fundação | **Poropressões elevadas** |
| C - Erosão Interna | Maciço | **Erosão regressiva com entubamento pelo maciço;**<br>• Ausência de sistema de drenagem interna (no dique inicial e primeiros alteamentos)<br>• Possível colmatação do sistema de drenagem interna (*sinterfeed* em alguns alteamentos)<br>• Transição inadequada de materiais (sem registros de granulometria dos materiais drenantes) |
| | Fundação | **Erosão regressiva com entubamento pelo maciço;**<br>Zona de alta permeabilidade (registro de histórico de pressões elevadas na fundação) |
| | Sistema Extravasor | **Fluxo concentrado para dentro de condutos enterrados** (conduto enterrado sob os dois últimos alteamentos) |
| D - Liquefação | Maciço | **Presença de materiais mais susceptíveis a liquefação** (rejeito contrátil, saturado e não coesivo)<br>**Sismos naturais acima da magnitude de projeto** (ausência de estudos sísmicos detalhados) |

Figura 25 – Identificação dos modos de falha, componentes e causas correspondentes.

A divisão de serviços inicialmente estabelecida em contrato, atribuiu à empresa POTAMOS a responsabilidade pelos cálculos relativos ao modo de falha por Galgamento (disciplinas hidrologia/hidráulica), enquanto à empresa TÜV SÜD caberia a responsabilidade pelos cálculos relativos aos modos de falha por Instabilização, por Erosão Interna por entubamento progressivo (*piping*) e por Liquefação.

A capa do Relatório de Risco Monetizado (Figura 26), ratificou, pelo menos em parte, que a divisão de serviços, inicialmente proposta no contrato, pois informa que a revisão de 10/07/2018 dos capítulos 6 e 8, respectivamente sobre os modos de falha de instabilização e liquefação, ficou a cargo dos funcionários da TÜV SÜD, Gabriel Bilesky (GB), Marlísio Cecílio (MC), Makoto Namba (MN) e Arsênio Negro Júnior (ANJ). Participaram também da aprovação, Fernando Lima (FL) como coordenador e RB como consultor, provavelmente as iniciais de Rodrigo Leite de Almeida Barbosa, ambos da POTAMOS.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

| VALE | POTAMOS ENGENHARIA E HIDROLOGIA LTDA / Amplo / TÜV SÜD Bureau de Projetos | GRG – GESTÃO DE RISCOS GEOTÉCNICOS | |
|---|---|---|---|
| CÁLCULO DO RISCO MONETIZADO PARA BARRAGENS E DIQUES<br>BARRAGEM I<br>RELATÓRIO TÉCNICO<br>ANÁLISE DA PROBABILIDADE DE RUPTURA DA BARRAGEM | | Nº VALE<br>- | PÁGINA<br>1/28 |
| | | Nº POTAMOS<br>POTVAL02G2-1-TC-RTE-0019<br>Nº TÜV SÜD BUREAU<br>RC-SP-050/17 | REV.<br>3 |

**REVISÕES**

TE: TIPO EMISSÃO — A - PRELIMINAR; B - PARA APROVAÇÃO; C - PARA CONHECIMENTO; D - PARA COTAÇÃO; E - PARA CONSTRUÇÃO; F - CONFORME COMPRADO; G - CONFORME CONSTRUÍDO; H - CANCELADO

| Rev. | TE | Descrição | Por | Ver. | Apr. | Aut. | Data |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| A | B | EMISSÃO INICIAL | RS | FS | FL | RB/ ANJ | 24/10/17 |
| 0 | C | APROVADO | PC/ AC | FS/ RM | FL/ MN | RB/ ANJ | 20/11/17 |
| 1 | C | REVISÃO GERAL | PC/ AC | FS/ RM | FL/ MN | RB/ ANJ | 20/12/17 |
| 2 | C | REVISÃO GERAL | MG/ AC | FS/ RM | FL/ MN | RB/ ANJ | 20/05/18 |
| 3 | C | REVISÃO DOS CAPÍTULOS 6 e 8 | GB | MC | FL/ MN | RB/ ANJ | 10/07/18 |

Figura 26 – Capa do Relatório Técnico de Risco Monetizado para Barragem I (adaptado).

O relatório produzido, identificado pelos códigos POTVAL02G2-1-TC-RTE_0019_Rev_3 ou RC-SP-050/17, com emissão inicial em 24/10/2017 e última revisão de 10/07/2018, tratou das análises determinísticas e probabilísticas dos quatro modos de falhas estabelecidos para a Barragem I (vide subseções VII.9.2 - Análise Determinística e VII.9.3 - Análise Probabilística). Segundo o referido relatório, verificou-se que a liquefação e a erosão interna por entubamento progressivo (*piping*) foram os modos de falha com as maiores probabilidades calculadas.

A probabilidade calculada para falha por Galgamento foi de $1 \times 10^{-8}$ (0,000001%), em função do período de retorno da precipitação, que fosse capaz de causar o Galgamento da Crista da Barragem I. A probabilidade calculada para falha por Instabilização foi de $2 \times 10^{-11}$ (0,000000002%), utilizando análises determinística pelo método de Spencer e probabilística pelo método de Monte Carlo. A probabilidade calculada para falha por Erosão Interna por Entubamento (*Piping*) foi de $1{,}9 \times 10^{-4}$ (0,019%), calculada através de uma árvore de eventos, mesma ordem de grandeza da probabilidade calculada para falha por Liquefação que, em dois cenários considerados, foi de $1 \times 10^{-4}$ (0,01%) e $3 \times 10^{-4}$ (0,03%), e em um terceiro cenário foi de $1 \times 10^{-5}$ (0,001%). No cálculo probabilístico do modo de falha por



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Liquefação foram incluídos outros fatores, como por exemplo, um referente à probabilidade de ocorrência de gatilho.

O modo de falha por Liquefação apresentou, para os 3 cenários construídos para sua análise, os FS determinísticos (que utiliza os valores médios para os parâmetros geotécnicos) mínimos calculados mais críticos. Da análise do documento, há indicação de que o Fator de Segurança determinístico foi calculado para superfícies de ruptura circulares, pelo método de Equilíbrio Limite de Spencer. Para análise probabilística foi aplicado o método de Monte Carlo, em que foram realizadas 500.000 simulações, variando-se aleatoriamente os parâmetros geotécnicos da Barragem I, conforme suas funções de densidade de probabilidade.

Considerando a Seção 4-4 (Figura 5), a mais crítica e de maior altura da Barragem I, que será identificada pelo Relatório de Inspeção de Segurança Regular (RISR) como sendo a Seção E-E, nos três cenários para o modo de falha por liquefação (Figura 27), foram obtidos os seguintes resultados:

O **Cenário 1**, que considera a ocorrência de um evento incerto, fazendo com que o material suscetível atinja sua resistência residual, nesse caso, sem necessariamente mobilizar sua resistência de pico, possível em casos de fadiga do material (acúmulo de deformações), devido aos carregamentos cíclicos ou dinâmicos (Figura 27), com a estrutura submetida aos carregamentos do seu peso próprio, foi calculado um **Fator de Segurança (FS) determinístico mínimo de 0,44 (zero vírgula quarenta e quatro), portanto, consideravelmente inferior ao menor de todos os FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,1 (um vírgula um) preconizado pela Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 para solicitação sísmica**, que foi o critério de aceitação defendido pelo 2º PIESEM internacional, para resistência residual, conforme registrado em seu relatório (vide subseção IV.6.4.2.1 – Relatório da 2ª Reunião do Painel Internacional de Especialistas (PIESEM-I)). De posse dos resultados determinísticos, ao se fazer uma simulação pelo Método Probabilístico de Monte Carlo, caso a resistência residual fosse mobilizada, a probabilidade de ruína foi calculada em **P[FS<1] = 100,00%, o que demonstrou a certeza sobre a ruptura da Barragem I em caso de liquefação das camadas suscetíveis a esse fenômeno.**



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

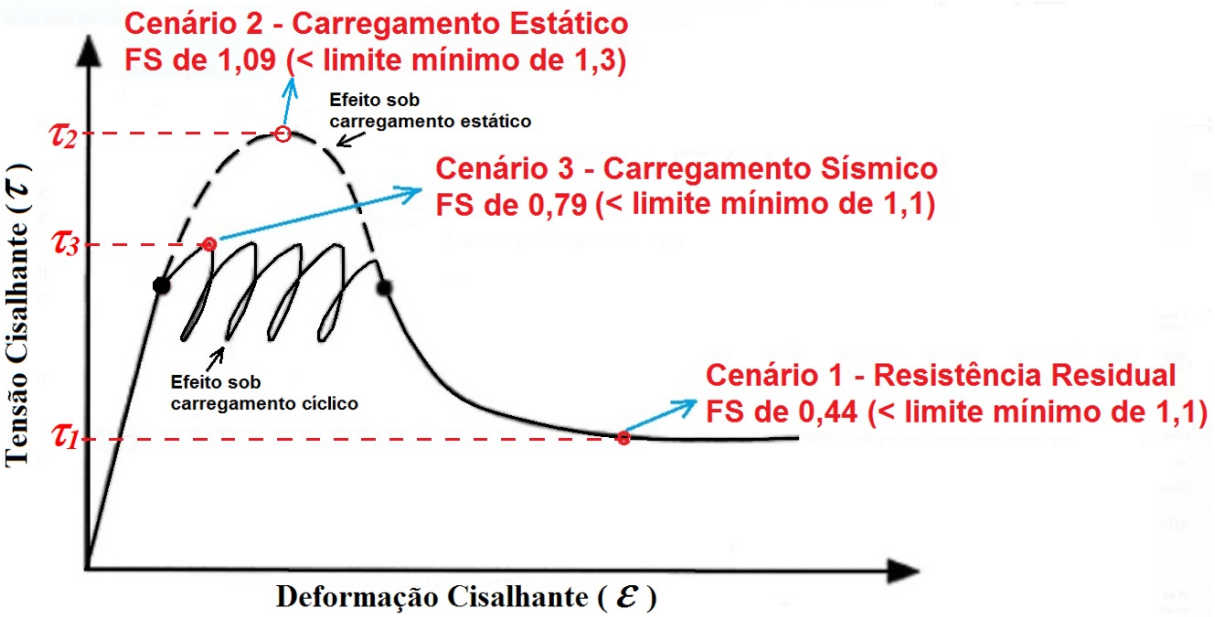



Figura 27 – Gráfico de Tensão Cisalhante x Deformação Cisalhante, correspondente a uma areia fofa saturada mediante carregamento não drenado cíclico ou estático, representando os três cenários propostos pelo estudo do Cálculo do Risco Monetizado para o modo de falha por liquefação (Modificado de Davies *et al*., 2002).

O C**enário 2**, que considera um evento incerto, fazendo com que a resistência de pico do material suscetível à liquefação seja mobilizada, sem outros carregamentos além do peso próprio da estrutura, típico de liquefação estática, foi calculado um **Fator de Segurança (FS) determinístico mínimo de 1,09 (um vírgula zero nove), portanto, abaixo do FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,3 (um vírgula três), preconizado pela NBR nº 13.028/2017 para situação de "Final de Construção"**. De posse dos resultados determinísticos, ao se fazer uma simulação pelo Método Probabilístico de Monte Carlo, calculou-se uma probabilidade condicional da resistência de pico ser excedida, capaz de levar a estrutura à ruína, em **P[FS<1] = 26,0 %**. Ou seja, durante as simulações de Monte Carlo, foram calculados em 26% das vezes um valor para o FS abaixo da unidade (FS < 1,00), em face das combinações dos valores assumidos aleatoriamente pelos parâmetros geotécnicos.

O **Cenário 3** considerou a ocorrência de sismo que submetesse a Barragem I aos carregamentos de aceleração vertical de 0,04 g e de aceleração horizontal de 0,09 g, conforme aproximação feita pela NBR nº 15.421/2006, mobilizando a resistência de pico do rejeito. Para esse caso particular, foi calculado **o Fator de Segurança (FS) determinístico mínimo 0,79 (zero vírgula setenta e nove), portanto, abaixo do FS de limite mínimo ou de aceitação de**



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

**1,1 (um vírgula um), preconizado pela Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 para solicitações sísmicas,** considerando a resistência de pico do material. De posse dos resultados determinísticos, ao se fazer uma simulação pelo Método Probabilístico de Monte Carlo, calculou-se uma probabilidade condicional da resistência de pico ser excedida, capaz de levar a estrutura à ruína, em **P[FS<1] = 97,34 %**.

Como já abordado na subseção IV.4.2 – Fator de Segurança segundo a NBR nº 13.028/2017, no item 5.3 da NBR nº 15.421/2006, relativa a Projetos de estruturas resistentes a sismos, o valor característico de ação sísmica é aquele que tem 10% de probabilidade de ser ultrapassado no sentido desfavorável, durante um período de 50 anos de vida útil da estrutura, o que corresponde a um período de retorno de 475 anos. Isso resultaria em uma probabilidade de ocorrência do sismo característico de projeto de 1/475 que corresponde à probabilidade a P[sismo] de 2,1 x $10^{-3}$ (0,21%), entretanto, o valor estimado foi vinte e uma vezes menor, isto é $10^{-4}$ (0,01%) mesmo considerando "[...] *que sismos menores também podem levar ao esgotamento da resistência de pico* [...]", o que implicaria em probabilidades ainda maiores que P[sismo] > 2,1 x $10^{-3}$ (0,21%).

Portanto, destaca-se que o fator do cálculo de probabilidade do Cenário 3, P[sismo], foi subdimensionado, bem como as probabilidades dos cenários 1 e 2, P[evento], **não foram calculadas, mas sim estimadas sem mencionar a(s) fonte(s) técnica(s) de referência,** o que **comprometeu a confiança nas conclusões do estudo probabilístico**, conforme os trechos transcritos a seguir:

> *"8.4 RESULTADOS PARA O CENÁRIO 1*
> *[...] Entretanto, a probabilidade de ocorrência de liquefação deste cenário* ***está condicionada à ocorrência de um evento que mobilize a resistência residual,*** *tal qual carregamentos cíclicos, recalques diferenciais na fundação ou outros gatilhos* ***que sequer foram levantados no item 8.3. Assim, não é possível avaliar com precisão a probabilidade de ocorrência destes eventos****, de forma que será* ***estimada*** *a probabilidade* ***P[evento] = $10^{-5}$****.*
> *[...]*
> *8.5 RESULTADOS PARA O CENÁRIO 2*
> *[...] Entretanto, a probabilidade de ocorrência de liquefação deste cenário está condicionada à ocorrência de um evento incerto que mobilize a resistência de pico. De fato,* ***o cenário se propõe a considerar eventos que sequer foram levantados no item 8.3, sendo, portanto, difícil avaliar a***



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

> ***probabilidade que eles ocorram.*** *Dessa forma, será* ***estimada*** *que a probabilidade de ocorrência deste evento seja* ***P[evento] = $10^{-3}$***.
> *[...]*
> *8.6 RESULTADOS PARA O CENÁRIO 3*
> *[...] Entretanto, a probabilidade de ocorrência de liquefação deste cenário está* ***condicionada à ocorrência do sismo arbitrado, valor de difícil avaliação na inexistência de um estudo sismológico específico****. Ademais,* ***devemos levar em conta que o sismo considerado é bastante elevado e que sismos menores também podem levar ao esgotamento da resistência de pico****. Dessa forma, será* ***estimada*** *a probabilidade de ocorrência do sismo como* ***P[sismo] = $10^{-4}$****."* (Grifo nosso)

Ressalta-se que, conforme um dos Relatórios Técnicos do estudo do Cálculo do Risco Monetizado, que tratou da Valoração das Consequências (código POTVAL02G2-1-TC-RTE-0045), elaborado pela empresa POTAMOS, indicou uma estimativa de perda de até 214 vidas humanas para o pior cenário de rompimento da Barragem I, sem aviso prévio (vide Figura 28).

| Cenários | Edificações Atingidas | População Atingida * | Perda Potencial de Vidas * | Alerta | Custo (perda de vidas) (R$) |
|---|---|---|---|---|---|
| C1 | 279 | 524 | 161,57 | (Sem Alerta Prévio) | 1.424.051.538,00 |
| C2 | 279 | 524 | 4,15 | (-4,0 horas) | 36.542.844,00 |
| D1 | 789 | 1.420 | 214,91 | (Sem Alerta Prévio) | 1.894.216.740,00 |
| D2 | 789 | 1.420 | 5,08 | (-4,0 horas) | 44.792.748,00 |

Figura 28 – Custo Associado à Perda de Vidas Humanas, em diferentes cenários – Barragem I (Fonte: Relatório Valoração das Consequências do Cálculo de Risco Monetizado - adaptado).

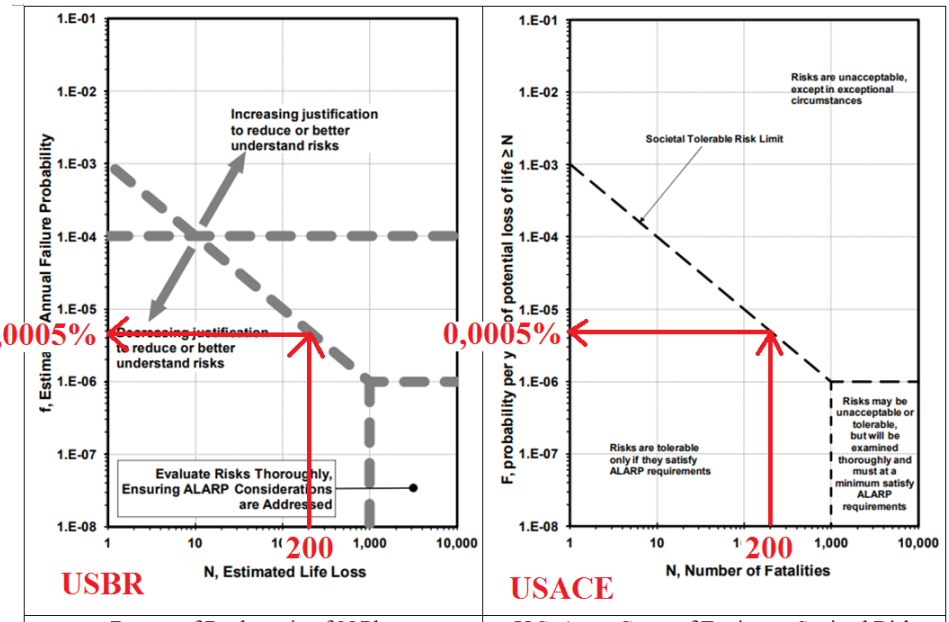
Como referência, é estabelecido internacionalmente, considerando perdas estimadas de até 200 vidas humanas, um limite máximo de probabilidade anual de falhas de $5 \times 10^{-6}$ (0,0005%), conforme informam os gráficos de risco social da Figura 29 e da Figura 30.

Essa avaliação probabilística consiste em indicar se determinado risco estudado é aceitável ou não, dependendo da região do gráfico em que seja plotado, implicando na necessidade de aplicação de medidas mitigadoras. Uma sigla usualmente utilizada nos referidos



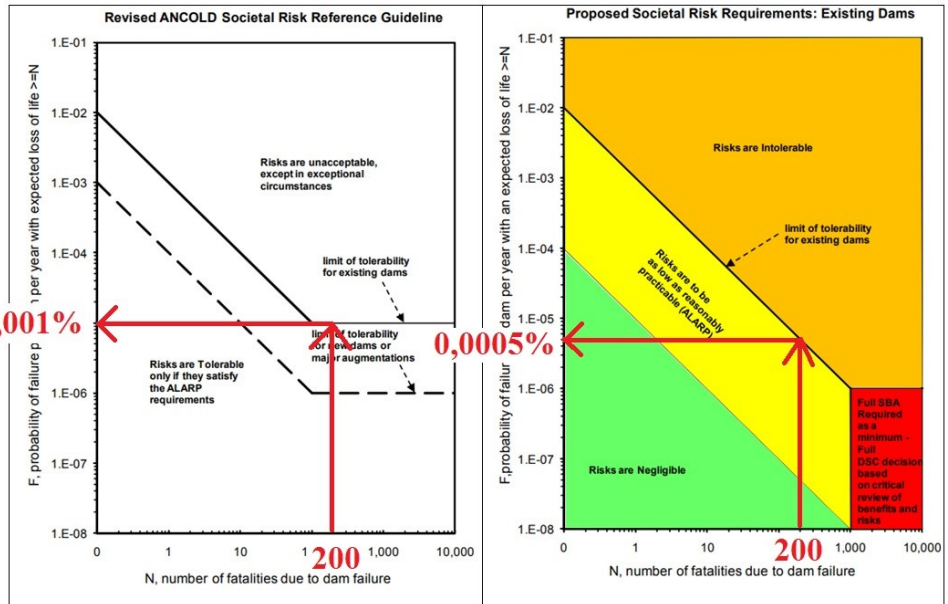
A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

gráficos é a denominada "ALARP", do inglês "*as low as reasonably practicable",* cuja tradução livre seria "*tão baixo quanto razoavelmente praticável*", ou seja, um conjunto de critérios de aceitação ou condicionantes adotadas por essas entidades.




| Bureau of Reclamation f-N Plot | U.S. Army Corps of Engineers Societal Risk Plot |
|---|---|

Figura 29 – Gráficos de avaliação de risco adotados pelo *Bureau of Reclamation* e *U.S. Army Corps of Engineers.*




| Australian National Committee on Large Dams Societal Risk Plot | New South Wales Dam Safety Committee Societal Risk Plot |
|---|---|

Figura 30 – Gráficos de avaliação de risco societal adotados pelo *Australian National Committee on Large Dams* e *New South Wales Dam Safety Committee*.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Para a Barragem I, os valores calculados de probabilidades anuais de falha da ordem de $10^{-4}$ (0,01%), face à estimativa de perda de até 214 vidas humanas, deveriam ter sido considerados tecnicamente inaceitáveis, quando confrontados com os critérios internacionais de aceitação, em que, por exemplo, uma estimativa de perda de até 200 vidas humanas corresponderia a um limite máximo de probabilidade de $5 \times 10^{-6}$ (0,0005%), com restrições (ALARP[14]).

Portanto, os estudos técnicos analisados demonstram que o risco de ruptura da Barragem I se encontrava em uma condição de não aceitação, e mesmo apresentando probabilidades anuais de falha, pelo menos, 20 vezes maiores que o máximo aceitável pelos critérios internacionais, essas informações foram plotadas no gráfico do Relatório Técnico de Análise de Risco (código POTVAL02G2-1-TC-RTE-0058), elaborado em 11/07/2018 pela empresa POTAMOS, dentro do estudo do Cálculo do Risco Monetizado para Barragem I, no âmbito da Gestão de Riscos Geotécnicos (GRG) da VALE S.A., ignorando os limites de aceitabilidade internacionalmente admitidos (vide Figura 31).

Contudo, a situação é ainda mais grave, porque para o modo de falha por Liquefação, foi constatado que o valor da probabilidade anual de falha foi subdimensionado, no cenário que considerava um sismo de projeto (Cenário 3). Igualmente, para os outros dois cenários (1 e 2), foram feitas estimativas de probabilidade sem alusão a qualquer fonte técnica de referência, comprometendo a confiabilidade nas conclusões do estudo probabilístico.

No caso da impossibilidade de reduzir, com segurança, a probabilidade anual de falha, por meio da implementação tempestiva de melhorias nas condições estruturais da Barragem I, uma solução alternativa seria a de implementar medidas urgentes e capazes para reduzir a elevada estimativa de perda de vidas humanas. Isso implicaria, necessariamente, no alerta e na retirada dos funcionários das instalações industriais e administrativas e das pessoas residentes na zona suscetível de ser atingida pela onda de inundação dos rejeitos (*dam break*),

[14] "ALARP", do inglês "as low as reasonably practicable", cuja tradução livre seria "tão baixo quanto razoavelmente praticável", ou seja, um conjunto de critérios de aceitação ou condicionantes adotadas internacionalmente.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

localizada a jusante da Barragem I, previamente delimitada no Plano de Ação Emergencial de Barragem de Mineração (PAEBM).

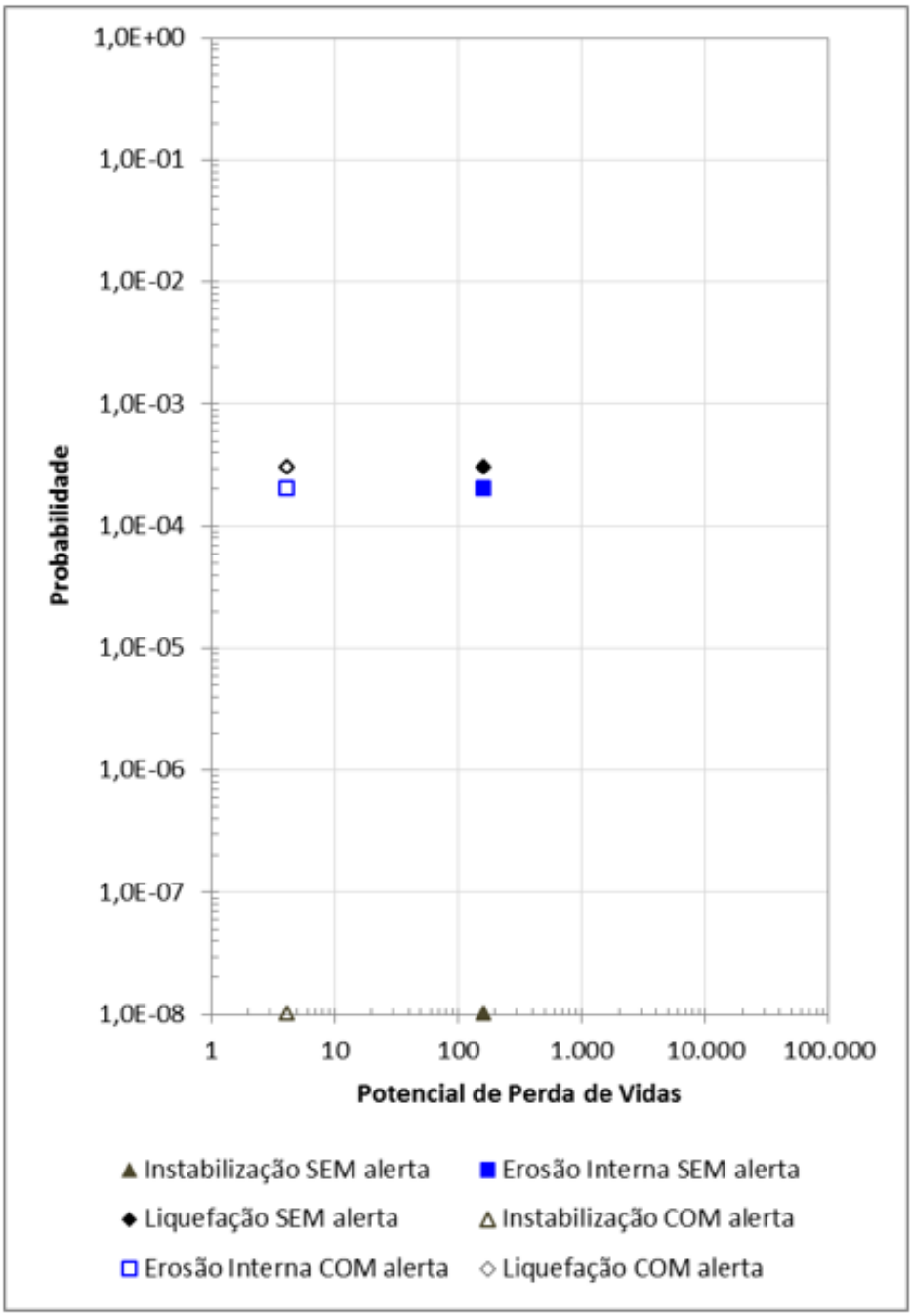



Figura 31 – Gráfico de Probabilidade anual de falhas *versus* estimativa de perdas de vidas humanas. Fonte: Relatório Técnico de Análise de Risco do Cálculo de Risco Monetizado da Barragem I.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Por outro lado, não foram ignorados os limites de aceitabilidade, quando se plotaram os dados nos gráficos que consideraram critérios de probabilidades anual de falha versus prejuízo financeiro (vide Figura 32).

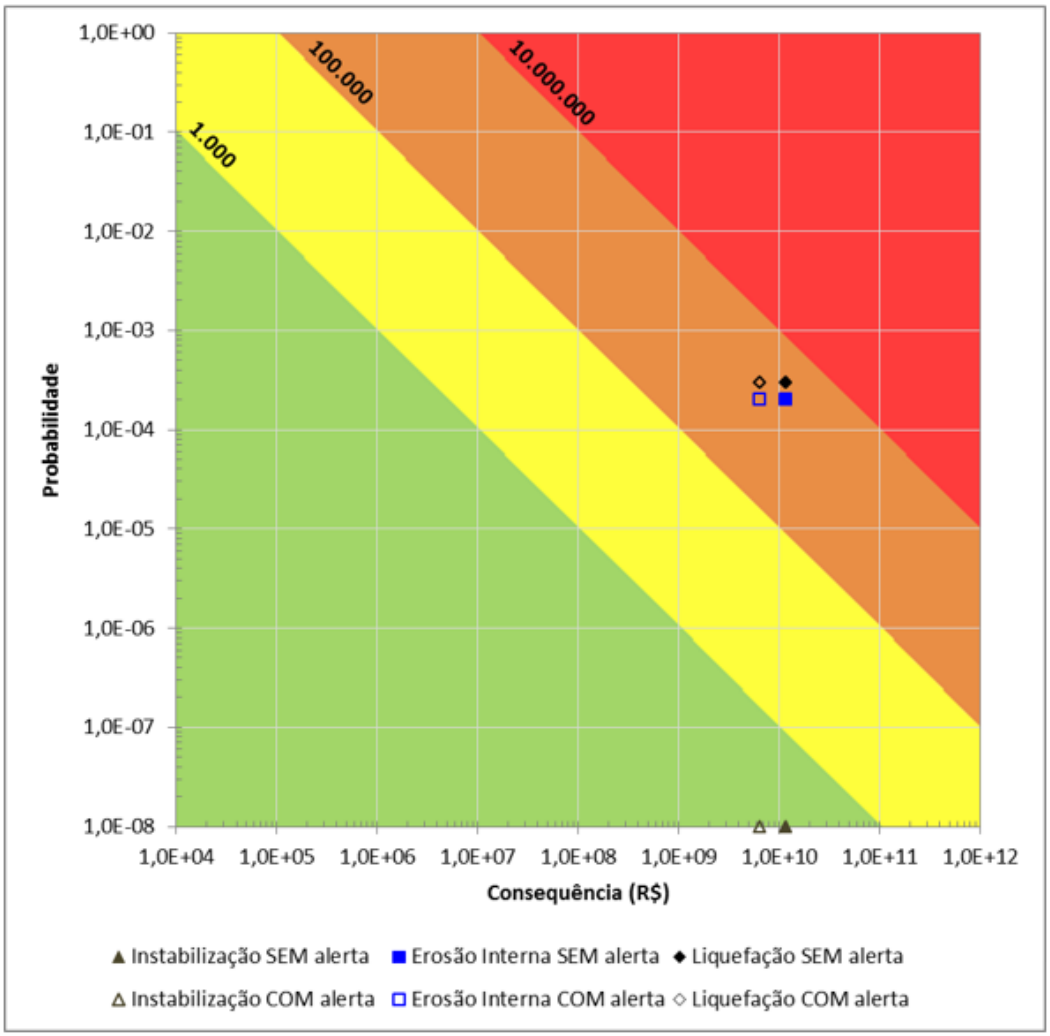



Figura 32 – Gráfico de Probabilidade anual de falhas *versus* estimativa de prejuízo financeiro (R$). Fonte: Relatório Técnico de Análise de Risco do Cálculo de Risco Monetizado da Barragem I.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*IV.7.2 – Revisão Periódica de Segurança de Barragem (RPSB)*

A VALE S.A. também celebrou com a empresa TÜV SÜD, em 27/07/2017, o contrato nº 55000046573, com vigência até 18/01/2019, para elaborar a Revisão Periódica de Segurança de Barragens (RPSB), bem como, em 28/08/2018, o contrato nº 5500054726, com vigência até 28/09/2019, para executar a Auditoria Técnica de Segurança, que produziu os Relatórios de Inspeção de Segurança Regular (RISR) e Declarações de Condição de Estabilidade (DCE).

O conteúdo técnico produzido pelo estudo de Cálculo do Risco Monetizado foi parcialmente aproveitado pelo estudo para Revisão Periódica de Segurança de Barragem (RPSB) e pelo Relatório de Inspeção de Segurança Regular (RISR), a partir do qual, foi emitida a última Declaração de Condição de Estabilidade (DCE) em setembro de 2018. Os documentos mais recentes, RISR e DCE, de setembro de 2018, foram emitidos em duplicidade, porém mantendo o mesmo conteúdo técnico, para atender a requisitos exigidos por dois órgãos distintos, o Departamento Nacional de Produção Mineral (DNPM), denominado atualmente Agência Nacional de Mineração (ANM), e a Fundação Estadual do Meio Ambiente (FEAM), vinculada ao Governo do Estado de Minas Gerais. Dessa forma, foram emitidos dois Relatórios de Inspeção de Segurança Regular (RISR), o RC SP 100/18 em 03/09/2018 e o RC-SP-102/18 em 04/09/2018, que geraram duas Declarações de Condição de Estabilidade (DCE) correspondentes, o RC SP-141/18 em 26/09/2018 e o RC SP 104/18 em 04/09/2018.

Conforme estabelecido pela Portaria DNPM nº 70.389/2017, o Relatório Técnico da Revisão Periódica de Segurança da Barragem I da Mina do Córrego do Feijão (RC SP-117/17) foi emitido em 20/11/2017, passando posteriormente por diversas etapas de aprovação, atualização e revisão, com versão final datada de 24/08/2018. A Declaração de Condição de Estabilidade correspondente à primeira versão aprovada desse documento é o RC-SP-030/2018, de 12/06/2018.

A RPSB, conforme Portaria DNPM nº 70.389/2017, deve realizar novas análises de estabilidade (art.13, IV) e caso as conclusões da RPSB indiquem a não estabilidade da estrutura, a barragem deverá ser imediatamente interditada (Art. 13, § 2º), implicando em uma



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

situação de emergência (Art.36, II), que desencadeará a execução das ações descritas no Plano de Ação de Emergência para Barragens de Mineração – PAEBM (Art. 37, III e § 1º). Apesar da Barragem I estar inoperante desde 2016, ainda assim era passível de oferecer riscos a ponto de desencadear a execução das ações do PAEBM.

Conforme consta da Revisão Periódica de Segurança de Barragem – RPSB (documento RC-SP-117/17), última revisão em 24/08/2018, são relatadas lacunas nos projetos ou nas informações relativas ao histórico de construção, alteração e manutenção da Barragem I. Tais fatos constituem fontes de incertezas, que se somam à natural variabilidade dos parâmetros geotécnicos, e que repercutem na precisão das análises de estabilidade da Barragem I. Destacam-se os seguintes registros feitos pela empresa TÜV SÜD no referido documento:

- Não há registro da existência de sistema de drenagem interna no dique de partida;
- Não há menções nos documentos históricos da estrutura, de quais foram os motivos que levaram as mudanças das elevações dos alteamentos ao longo do tempo ou, talvez a realização de um novo projeto;
- O envelopamento dos alteamentos iniciais não previu um dreno de fundo, o que não é prudente, pensando-se na melhoria do Fator de Segurança (FS) global e a busca pela solução de eventuais surgências;
- Com relação às características de fundação do terreno natural, as informações são bastante exíguas;
- Para o projeto do maciço inicial da Barragem I foram realizadas investigações geotécnicas, porém não há registros dos tipos de ensaios realizados;
- Não foi constatada amarração adequada na localização das sondagens e coletas de amostras nos estudos realizados para o 1º e 2º alteamentos;
- Não foram disponibilizados documentos referentes ao 3º alteamento;
- Não foram disponibilizados documentos referentes aos resultados e interpretações das investigações geotécnicas do projeto do 4º e 5º alteamentos;



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

- Não foram disponibilizados documentos referentes a quantidade, tipo e resultados e interpretações das investigações geotécnicas do projeto do 7º alteamento;
- Não foi informada a locação das 8 sondagens a percussão realizadas em 2003 quando do 8º alteamento;
- Foram encontrados poucos dados referentes à fundação da barragem e do reservatório. Os dados disponíveis são relativos a sondagens posteriores, realizadas para se tentar conhecer melhor a fundação e os alteamentos, para instalação de instrumentos ou para subsídio de auditorias. Não foi localizado mapa geológico local ou descrição geológica dos solos ocorrentes;
- Foram verificadas várias incertezas quanto ao sistema de drenagem interna em vários alteamentos, devido à carência de informações históricas. Na maioria dos casos, tem-se como informação os projetos executivos do alteamento, porém não há *as built* indicando se a solução projetada foi efetivamente implantada na sua totalidade;
- Para o dique de partida e alteamentos iniciais, as informações disponíveis não são confiáveis ou inexistem, em especial no que diz respeito ao sistema de drenagem interna e caracterização física e mecânica dos materiais constituintes, envolvendo mais incertezas nos valores adotados. Para simplificação do modelo, os materiais constituintes de camadas muito delgadas não foram modelados (drenagem interna), tendo por justificativa o tamanho da barragem e à eventual baixa influência que eles exerceriam nos resultados;
- Incertezas na definição dos lençóis freáticos empoleirados da Seção 4-4 (ou E-E pelo RISR), a mais crítica e de maior altura da Barragem I, uma vez que foram extrapolados a partir dos perfis de poropressões determinadas pelo CPTUs nas Seções transversais 2-2 e 3-3;



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

- **Análise de sensibilidade da razão de resistência não-drenada já revelava que para a Seção 4-4 poderia haver resultados com FS mínimo extremamente baixos.**

Também é relatado o histórico de problemas na Barragem I e algumas de suas fragilidades:

- Há menções a uma carta da empresa TECNOSOLO, de 1983, referente a existência de surgências, quando o coroamento da barragem estava na elevação EL. 879,0 m;
- No desenvolvimento do projeto do 4º alteamento foi constatado que o Fator de Segurança mínimo calculado de 1,07 (um vírgula zero sete) da estrutura não atendia ao recomendado pela norma técnica, sendo inferior ao limite mínimo de 1,3 (um vírgula três);
- Detectou-se ainda surgências na região do maciço inicial próximo a EL. 875,0 m;
- O eixo da estrutura foi deslocado, formando na crista uma berma extensa com largura variável, avançando os alteamentos sobre o rejeito depositado hidraulicamente. Sendo constatada a presença de rejeito fofo e saturado ou com alto grau de saturação, junto à ombreira direita;
- O processo de segregação sedimentar não é característico na praia de rejeitos, praticamente inexistindo do lado esquerdo;
- Os rejeitos foram lançados hidraulicamente de forma heterogênea, ora lançando-se rejeitos em praias, ora lançando-se os rejeitos submersos, resultando em compacidades muito heterogêneas, entre materiais fofos a compactos;
- A condição de artesianismo ocorre em profundidade superior a 25 m, com causa desconhecida;
- Identificação de possíveis camadas onde possam ocorre rupturas do tipo não drenadas, cujo estágio final seria a liquefação. Uma camada entre 2



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

a 4 m de profundidade abaixo da berma da cota 898 m e outra camada a cerca de 3 m abaixo da então praia de rejeitos;

- Trincas persistentes encontradas nas canaletas da região do maciço próximo à ombreira esquerda;
- Posição elevada do nível de água na área da berma na cota 899 m, sendo comum nesta região a ocorrência de surgências e saída de água pelas tubulações da drenagem interna. Também foram encontrados canais trincados e solapados, além da presença de coloide férrico na saída da drenagem interna;
- Na área do talude de jusante delimitado entre a berma na cota 899 m e o pé da barragem foram encontrados pontos de surgências e trincas nos dispositivos de drenagem;
- Identificação de piezometria variável com a profundidade de maneira não hidrostática que correspondem à condição de lençóis freáticos empoleirados em rejeito granular sobre lentes de rejeito mais fino.

Conforme descrito no Relatório Técnico em exame, as análises de estabilidade da Barragem I tinham o intuito de calcular o Fator de Segurança (FS) mínimo do talude de jusante, utilizando-se o método do Equilíbrio Limite, por meio do método de cálculo de Spencer, consagrado e considerado rigoroso para superfícies de ruptura circulares pré-determinadas. Essas análises foram realizadas com o programa *Slide* 7.0 ®, desenvolvido pela empresa *Rocscience*. Foram realizadas também análises drenadas, considerando-se o critério de resistência de Mohr-Coulomb ($c$' e $\varphi$'), e análises não-drenadas, considerando-se, para os rejeitos saturados, sua resistência não-drenada ($S_u$).

Para a realização das análises de estabilidade, foram considerados três aspectos essenciais: a geometria da barragem (seção transversal), os níveis piezométricos atuantes e os parâmetros geotécnicos considerados para os materiais.

Os resultados da análise de estabilidade para a condição não drenada, considerando-se um gatilho desconhecido para a liquefação, foram informados na página 103/265 da RPSB da Barragem I, conforme trecho transcrito a seguir:



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

> *"Deste modo, as análises de estabilidade realizadas considerando-se um gatilho desconhecido resultaram nos Fatores de Segurança FS = 1,22 (Seção 2-2), FS = 1,18 (Seção 3-3) e* ***FS = 1,09*** *(Seção 4-4), conforme resultados apresentados respectivamente na Figura 10.18, na Figura 10.19 e na* ***Figura 10.20."*** (Grifo nosso)

A Figura 33 reproduz a Figura 10.20, constante da página 106/265 do RPSB, referente à análise de estabilidade feita para a Seção 4-4 (denominado E-E no RISR), a mais crítica e de maior altura da Barragem I, com FS mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove) para condição não drenada, que é o valor determinístico menos crítico dentre os calculados pelo estudo do Cálculo do Risco Monetizado (vide subseção anterior IV.7.1), considerando o modo de falha por liquefação, para o qual foram analisados três cenários, a saber:

- Cenário 1: Resistência residual => FS mínimo calculado de 0,44 (zero vírgula quarenta e quatro), para o qual o FS de limite mínimo ou de aceitação seria o menor dentre os FS preconizados pela NBR nº 13.028/2017, que é o de 1,1 (um vírgula um) para solicitação sísmica, e que corresponde ao critério de aceitação defendido para resistência residual do material, constante do relatório da 2ª versão internacional do PIESEM;
- Cenário 2: Resistência de pico em carregamento estático => FS mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove), para o qual o FS de limite mínimo ou de aceitação, com ressalvas, é de 1,3 (um vírgula três), conforme preconizado pela NBR nº 13.028/2017 para situação "Final de Construção", normas internacionais, projeto e boas práticas normalmente adotadas pela VALE S.A.. As ressalvas, quanto ao valor do FS de aceitação, dizem respeito às incertezas relativas aos dados necessários para as análises de estabilidade, bem como, com relação à gravidade das consequências correspondentes ao rompimento da Barragem I, implicando em uma necessária majoração dos FS de limite mínimo ou de aceitação propostos pela norma;



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

- Cenário 3: Resistência de pico em solicitação sísmica => FS mínimo calculado de 0,79 (zero vírgula setenta e nove), para o qual o FS de limite mínimo ou de aceitação seria o FS de 1,1 (um vírgula um), preconizado pela NBR nº 13.028/2017 para solicitação sísmica, considerando a resistência de pico.

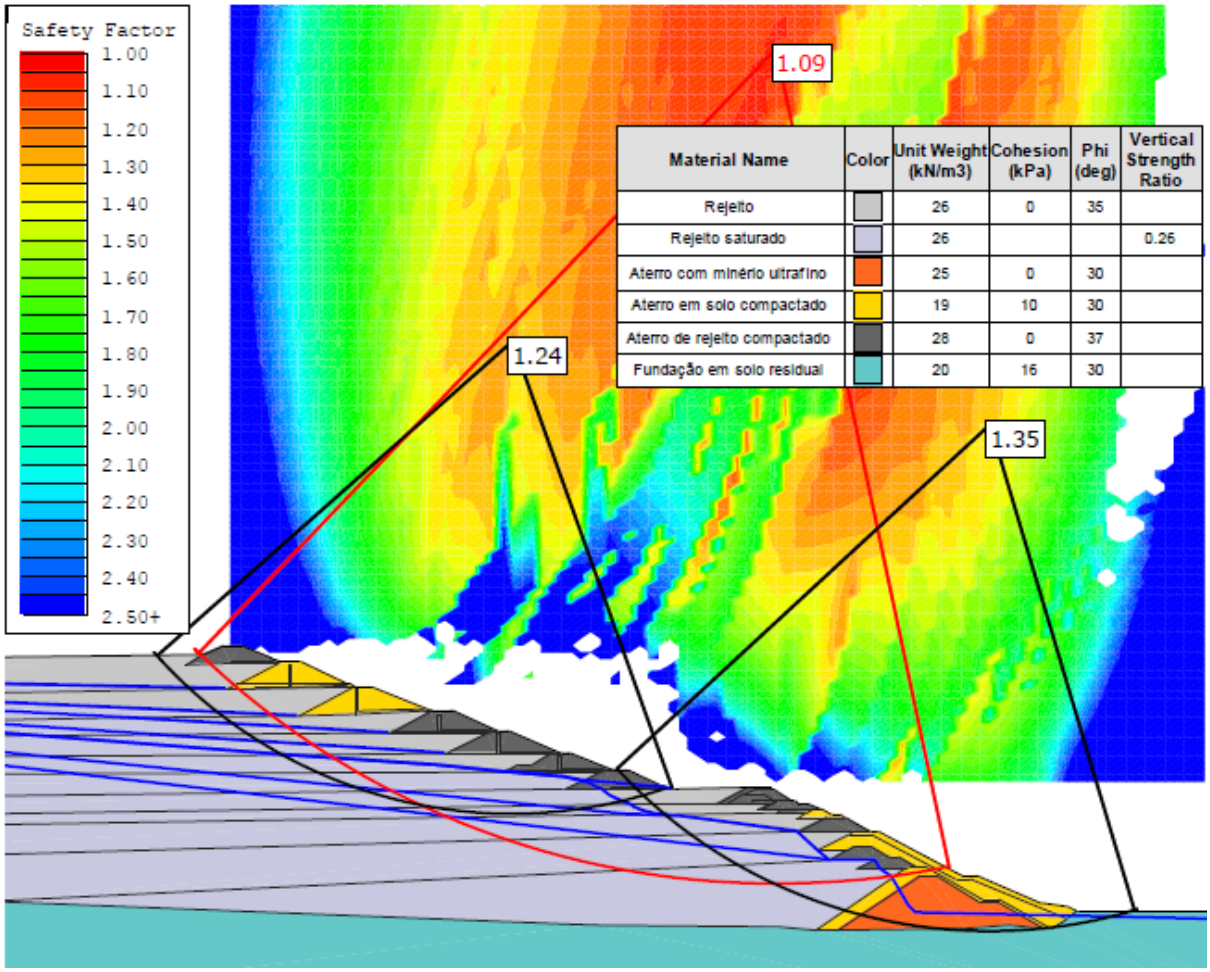



Figura 33 – Gráfico da análise de estabilidade para a condição não drenada, superfície circular e gatilho desconhecido (Seção 4-4) com FS mínimo calculado de 1,09 por Spencer. Fonte: Figura 10.20, constante da página 106/265 do RPSB.

As conclusões e justificativas com relação aos valores de Fator de Segurança calculados, apresentados pela Empresa TÜV SÜD na página 107/265 do relatório RC-SP-117/17, estão abaixo transcritas:

> *"A norma NBR-13028 (2017) não preconiza um fator de segurança mínimo para o modo de falha liquefação. Entende-se, entretanto, que para este*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

> *fenômeno se desenvolver, se faz necessária a ocorrência de um gatilho, o qual pode ser compreendido como uma solicitação excepcional,* ***de baixa probabilidade****, sendo suficiente um fator de segurança* ***superior ao unitário.*** *Leshchinsky e Ambauen (2015), entretanto, demonstram a existência de um erro epistêmico ao método do Equilíbrio Limite, o qual impõe superfícies de ruptura e subdivide a massa instável em lamelas que não respeitam o trabalho cinemático do fenômeno. Os autores compararam resultados obtidos pelo método do Equilíbrio Limite com resultados de Análises Limite Numéricas, as quais são mais rigorosas por analisarem uma cinemática realista e fornecerem como resultado, além do fator de segurança, também o mecanismo de ruptura. Notaram que por vezes o método de Spencer forneceu FS maiores e menores que o exato.* ***Os resultados mostrados por aqueles autores indicam que um fator de segurança superior a 1,05 cobre um possível erro envolvido no método de cálculo utilizado.***
> *[...]*
> ***Conclui-se que a Barragem I se encontra estável quanto à liquefação do rejeito, no cenário de instabilização sob a condição não-drenada, com FS > 1,05*** *ao serem considerados valores médios para a razão de resistência não-drenada do rejeito saturado."* (Grifo nosso)

Resumidamente, as justificativas apresentadas pela TÜV SÜD no Relatório Técnico da Revisão Periódica de Segurança da Barragem I da Mina do Córrego do Feijão (RC-SP-117/17) são:

- A NBR nº 13028/2017 não preconizaria um FS mínimo de aceitação para ocorrência do fenômeno de liquefação;
- A probabilidade de ocorrência de um gatilho para liquefação seria baixa para a Barragem I;
- Que um FS superior à 1 (unitário) já seria suficiente contra o gatilho para liquefação;
- Um FS > 1,05, limite mínimo pretensamente indicado no estudo conduzido por Leshchinsky e Ambauen (2015), cobriria um possível erro envolvido no método de cálculo utilizado.

A afirmação apresentada pela TÜV SÜD sobre a baixa probabilidade de ocorrência de gatilho de liquefação na Barragem I, está em contradição ao que foi informado anteriormente na página 103/265 do mesmo relatório técnico da RPSB, conforme transcrito a seguir:



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

> *"As análises de estabilidade sob condições não-drenadas têm o intuito de avaliar o potencial de ruptura da barragem por liquefação. A suscetibilidade dos materiais à liquefação foi apresentada no item 10.3.2, tendo sido considerado conservadoramente para a Barragem I que* ***todos os rejeitos saturados são suscetíveis****.*
> *[...]*
> *Para que o fenômeno da liquefação ocorra, além da presença de materiais suscetíveis, há também a necessidade de ocorrência de um gatilho. Os gatilhos podem estar associados a eventos estáticos ou dinâmicos, como: excesso de poropressões por carregamentos rápidos (alteamento rápido da barragem, elevação do nível do reservatório, etc.), excesso de poropressões por abalos sísmicos ou vibrações induzidas (sismos naturais, tráfego de equipamentos, detonações, rupturas de estruturas adjacentes, etc.), aumento das tensões cisalhantes ou deformações cisalhantes impostas (remoção de material do pé da barragem, movimentação da fundação, etc.), entre outros.*
> ***Para a avaliação do potencial de liquefação, considerou-se que algo imprevisível possa ocorrer e levar os materiais suscetíveis a atingirem sua resistência não-drenada de pico. A este evento, dá-se o nome de gatilho desconhecido. Outros gatilhos não foram avaliados, por se considerar que sua probabilidade de ocorrência seja mais reduzida que a do gatilho desconhecido.***
> *No caso específico do gatilho de sismo natural, além de sua probabilidade de ocorrência ser reduzida, considera-se que sua análise somente faria sentido se:*
> • *um estudo sismológico fosse disponibilizado, contendo o registro histórico de magnitudes e respectivos tempos de retorno, as zonas sismogênicas, as acelerações equivalentes no local da barragem em função da distância aos epicentros, etc; e*
> • *fossem realizadas análises sísmicas, ao invés de pseudo-estáticas."*
> (Grifo nosso)

Dos diversos tipos de gatilho discriminados, que podem levar ao desencadeamento do processo de liquefação dos rejeitos, a TÜV SÜD atribuiu uma baixa probabilidade para ocorrência de gatilho de liquefação devido a sismo natural, mesmo não dispondo de um estudo sismológico para isso. Em seguida, generalizou essa probabilidade para qualquer tipo de gatilho, mesmo àqueles que reconheceu ignorar, denominando como "*gatilho desconhecido*".

Igualmente, com relação à probabilidade de ocorrência de gatilho de liquefação, conforme apresentado no relatório técnico, que é analisado na subseção IV.7.1 – Cálculo do Risco Monetizado, dos três cenários estudados para a liquefação dos rejeitos da Barragem I, foi possível constatar que a probabilidade do Cenário 3 foi subdimensionada, enquanto que para os Cenários 1 e 2 as probabilidades não foram calculadas, mas sim estimadas sem fazer alusão



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

a quaisquer fontes técnicas ou científicas de referência, comprometendo a confiança nos resultados do estudo probabilístico.

A TÜV SÜD justificou ainda que um FS superior à 1,0 (unidade) já seria suficiente, em seguida fez referência a Leshchinsky e Ambauen (2015), informando que esses autores indicariam que um FS > 1,05 já cobriria uma possível imprecisão do método de cálculo utilizado. Dessa forma, os signatários da TÜV SÜD concluíram que a Barragem I da Mina do Córrego do Feijão, com um FS calculado de 1,09 para a condição não drenada de carregamento, se encontraria estável, quanto à liquefação, por apresentar um FS acima do suposto FS mínimo de aceitação indicado pelo artigo de Leshchinsky e Ambauen (2015). Conforme demonstrado na subseção IV.8 – Artigo "Equilíbrio Limite e Análise de Limite: Comparação entre problemas de referência sobre estabilidade de talude" (Leshchinsky e Ambauen, 2015), que analisa o referido artigo, pode-se constatar que não existe tal justificativa apresentada pela TÜV SÜD.

Essa precisão nos cálculos do FS que garantiriam a estabilidade da Barragem I, defendida pela TÜV SÜD, está em contradição com outro trecho do mesmo relatório:

> *"Cabe salientar que* ***os parâmetros geotécnicos são variáveis, associados a distribuições de probabilidades de ocorrência. Esta variabilidade faz com que os resultados de cálculo (FS) também sejam variáveis, ou seja, que exista uma probabilidade de ruptura associada. Quanto maior a incerteza sobre os dados de entrada dos cálculos ou quanto maior a variabilidade natural dos parâmetros, maior será a probabilide de ruptura****, mesmo que as análises com parâmetros médios indiquem fatores de segurança satisfatórios. Para o caso da probabilidade de liquefação, esta deve ser ajustada reduzindo-se seu valor em função da probabilidade de ocorrência do gatilho da liquefação.*
> *De modo a aumentar a segurança da barragem quanto ao modo de falha liquefação, recomenda-se a adoção de medidas que diminuam a probabilidade de ocorrência de gatilhos. Desta forma,* ***deve-se evitar a indução de vibrações, proibir detonações próximas, evitar o trafego de equipamentos pesados na barragem,*** *impedir a elevação do nível de água no rejeito, não executar obras que retirem material dos pés dos taludes ou obras que causem sobrecarga no reservatório ou na barragem. Recomenda-se também instalação de registro sismológico no entorno da barragem."* (Grifo nosso)

Ademais, ao final do relatório, a empresa TÜV SÜD, em que pese a conclusão de estabilidade da Barragem I, apresenta diversas recomendações à VALE S.A., abaixo



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

relacionadas, em face dos estudos realizados na Barragem I, pois, conforme artigo 52 da Portaria DNPM nº 70.389/2017:

> *"O empreendedor é obrigado a cumprir as determinações contidas nos relatórios de inspeção e revisão periódica de segurança no prazo ali especificado, sob pena de interdição nos casos de recomendações visando à garantia da estabilidade estrutural da barragem de mineração."*

a) Que o projeto *As Is* da Barragem I deverá ser elaborado até 16/06/2019, de acordo com o artigo 9º da Portaria DNPM nº. 70.389/2017, também com o intuito de preencher lacunas de informação da barragem inicial e dos 1º ao 6º alteamentos;
b) Que seja realizada a atualização do Manual de Operação, datado do ano de 2016, na qual sejam incorporadas as diretrizes de Operação, Monitoramento, Carta de Risco e Manutenção;
c) Que sejam instalados novos piezômetros multi-níveis, com o intuito de confirmar a hipótese de existência de lençóis empoleirados no rejeito da Barragem I, em especial na Seção 4-4, **com o intuito de validar a extrapolação** das camadas de empoleiramento e piezometria associada;
d) Que sejam realizados novos ensaios CPTu nos mesmos locais de instalação dos novos piezômetros, com a intenção de registrar a variação da piezometria continuamente com a profundidade, além de fornecer novos subsídios para obtenção de parâmetros geotécnicos. Bem como amostragem deformada contínua, para confirmar a classificação indireta interpretada a partir do CPTu;
e) Recomenda a complementação da caracterização física e geomecânica do rejeito, com novos ensaios de campo e laboratório, cujos procedimentos de execução estejam de acordo com a metodologia proposta por Castro (1969) e Poulos *et al*. (1988);
f) Dada a ocorrência de lentes de rejeito fino nas regiões de praia, é recomendável realização de ensaio de cisalhamento simples em amostras indeformadas e moldadas, à luz da experiência na Barragem do Fundão (Morgenstern *et al*., 2016);
g) É recomendada a complementação dos instrumentos existentes e a realização de novos ensaios CPTu, para confirmação de hipóteses e suprir lacunas;



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

h) De modo a aumentar a segurança da barragem quanto ao modo de falha liquefação, é recomendado a adoção de medidas que diminuam a probabilidade de ocorrência de gatilhos: **evitar a indução de vibrações, proibir detonações próximas, evitar o tráfego de equipamentos pesados na barragem, impedir a elevação do nível de água no rejeito, não executar obras que retirem material dos pés dos taludes ou obras que causem sobrecarga no reservatório ou na barragem**. Recomenda-se também instalação de registro sismológico no entorno da barragem.

*IV.7.3 – Responsabilidades*

IV.7.3.1 – Respondem pela empresa VALE S.A.:

Considerando as diferentes atribuições e cargos dos envolvidos diretamente no gerenciamento, operação, manutenção, monitoramento e inspeção da Barragem I, descritos no Relatório Técnico da Revisão Periódica de Segurança de Barragem (RPSB), os responsáveis pela VALE S.A. seriam (vide Figura 34):

| VALE | TÜV SÜD Bureau de Projetos | GRG – GESTÃO DE RISCOS GEOTÉCNICOS | |
|---|---|---|---|
| REVISÃO PERIÓDICA DE SEGURANÇA DE BARRAGEM<br>MINA CÓRREGO FEIJÃO – BARRAGEM I<br>RELATÓRIO TÉCNICO | | Nº VALE<br>- | PÁGINA<br>5/265 |
| | | Nº TÜV SÜD BUREAU<br>RC-SP-117/17 | REV.<br>4 |

3.1 ESTRUTURA ORGANIZACIONAL DA BARRAGEM

A listagem dos responsáveis atualizada pela Barragem I foi obtida no Relatório de Auditoria Técnica de Segurança, elaborado em 2018 e apresentado no Doc. [189]. A Tabela 3.2 apresenta a estrutura organizacional da Barragem I.

**Tabela 3.2** – Informações sobre a estrutura organizacional. (Doc. [189])

| GERENCIA | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| **Responsabilidade / Função** | **Nome** | **Empresa** | **Cargo** | **Responsabilidades** | **CREA** | **E-mail** |
| Responsável / Representante Legal | Rodrigo Artur Gomes de Melo | VALE | - | Gerente Executivo pelo Complexo Paraopeba | 58.773/D | rodrigo.melo@vale.com |
| Responsável Técnico pela Gestão (ART) | Rodrigo Artur Gomes de Melo | VALE | - | Gerente Executivo pelo Complexo Paraopeba | 58.773/D | rodrigo.melo@vale.com |
| Gerente de Geotecnia | César Grandchamp | VALE | Especialista Técnico | Representante Legal | 39.238/D | cesar.grandchamp@vale.com |
| **OPERAÇÃO, MANUTENÇÃO, MONITORAMENTO E INSPEÇÃO** | | | | | | |
| Responsável Técnico pela Operação (ART) | Lúcio Medanha | VALE | - | Operação e Manutenção das Barragens - CFJ | 105.286/D | lucio.medanha@vale.com |
| Responsável Técnico pela Manutenção (ART) | Lúcio Medanha | VALE | - | Operação e Manutenção das Barragens - CFJ | 105.286/D | lucio.medanha@vale.com |
| Responsável Técnico pelo Monitoramento e Inspeção (ART) | Cristina Malheiros | VALE | Profissional Geotécnico | Responsável por Inspeção e Monitoramento | 107.237/D | cristina.malheiros@vale.com |

Figura 34 – Relação dos responsáveis pela Barragem I da parte da VALE S.A..



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

1. **César Grandchamp** – Representante legal da VALE S.A. e especialista técnico de Geotecnia Ferrosos Sul;

2. **Rodrigo Arthur Gomes de Melo** – Responsável técnico pela gestão e gerente geral responsável pela operação do complexo Paraopeba;

3. **Lúcio Medanha** (falecido[15]) – Responsável técnico pela operação e manutenção da Barragem I;

4. **Cristina Malheiros** – Responsável técnica pela inspeção e monitoramento da Barragem I.

IV.7.3.2 – Respondem pela empresa contratada TÜV SÜD Bureau:

Considerando as diferentes atribuições e cargos dos envolvidos diretamente na elaboração dos relatórios técnicos analisados, isto é, Cálculo do Risco Monetizado, Revisão Periódica de Segurança de Barragem – RPSB (Figura 35), Relatórios de Inspeção de Segurança de Barragem – RISR (Figura 36), e das Declarações de Condição de Estabilidade (DCE), os responsáveis pela empresa TÜV SÜD seriam:

1. **Arsenio Negro Jr** – Consultor em Geotecnia (Cálculo do Risco Monetizado e RPSB);

2. **Andre Jum Yassuda** – Consultor em Geotecnia (RPSB e DCE);

3. **Makoto Namba** – Coordenador de Projetos (Cálculo do Risco Monetizado, RPSB, RISR e DCE);

4. **Marlísio O. Cecílio Jr** – Engenheiro Geotécnico Sênior (Cálculo do Risco Monetizado, RPSB e RISR);

5. **Ana Paula Toledo Ruiz** – Engenheira Geotécnica Master (RPSB);

6. **Clarissa Yebra** - Engenheira Hidráulica Plena (RPSB);

7. **Hugo Salvoni** – Engenheiro Geotécnico Junior (RPSB);

8. **Sidnei Ono** – Engenheiro Hidráulico Sênior (RPSB e RISR);

[15] https://g1.globo.com/mg/minas-gerais/noticia/2019/01/26/veja-quem-sao-as-vitimas-da-tragedia-em-brumadinho.ghtml



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

9. **Gabriel Bilesky** – Engenheiro Geotécnico Junior (Cálculo do Risco Monetizado e RISR).

VALE | GRG – GESTÃO DE RISCOS GEOTÉCNICOS

REVISÃO PERIÓDICA DE SEGURANÇA DE BARRAGEM
MINA CÓRREGO FEIJÃO – BARRAGEM I
RELATÓRIO TÉCNICO

Nº VALE: - | PÁGINA: 145/265
Nº TÜV SÜD BUREAU: RC-SP-117/17 | REV.: 4

**Tabela 16.1** – Equipe Tüv-Süd responsável pela RPSB.

| Nome | Empresa | Cargo | Responsabilidades | CREA | E-mail | Telefone | Celular |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Arsenio Negro Jr | TÜV SÜD Bureau | Consultor em Geotecnia | Consultoria Técnica | 0600485128/SP | arsenio.negro@tuv-sud.com.br | 11-3817-0200 | 11-99243-7299 |
| Andre Jum Yassuda | TÜV SÜD Bureau | Consultor em Geotecnia | Declaração de Estabilidade | 0600716385/SP-MG | andre.yassuda@tuv-sud.com.br | 11-3817-0200 | 11-97151-5123 |
| Makoto Namba | TÜV SÜD Bureau | Coordenador de Projetos | Coordenação | 0601080777/SP | makoto.namba@tuv-sud.com.br | 11-3817-0226 | 11-99264-9261 |
| Marlisio O. Cecílio Jr | TÜV SÜD Bureau | Engenheiro Geotécnico Senior | Supervisão Técnica | 2506115595/SP | marlisio.cecilio@tuv-sud.com.br | 11-3817-0218 | 11-98105-2831 |
| Ana Paula Toledo Ruiz | TÜV SÜD Bureau | Engenheiro Geotécnico Master | Elaboração Geotecnia | 5060495704/SP | apt.ruiz@gmail.com | 11-3817-0226 | 11-98771-9306 |
| Sidnei Ono | TÜV SÜD Bureau | Engenheiro Hidráulico Senior | Elaboração Recursos Hídricos | 5062132798/SP | sidnei.ono@gmail.com | 11-3817-0244 | 11-98919-4137 |

| Nome do Responsável Técnico | CREA | Assinatura do Responsável Técnico |
|---|---|---|
| Andre Jum Yassuda | 0600716385/SP-MG | |

Figura 35 – Relação dos responsáveis da TÜV SÜD pela elaboração do RPSB.

VALE | CLASSIFICAÇÃO: Restrita | AUDITORIA TÉCNICA DE SEGURANÇA 2018 - FASE VI B

AUDITORIA TÉCNICA DE SEGURANÇA 2° CICLO 2018
COMPLEXO PARAOPEBA - MINA CÓRREGO FEIJÃO
BARRAGEM I
RELATÓRIO DE INSPEÇÃO DE SEGURANÇA REGULAR
LAUDO TÉCNICO DE SEGURANÇA DE BARRAGEM

Nº VALE: - | PÁGINA: 6/136
Nº TÜV SÜD BUREAU: RC-SP-100/18 | REV.: 0

## 3 IDENTIFICAÇÃO DA EQUIPE EXTERNA RESPONSÁVEL PELO RISR

A identificação da equipe responsável pelo presente relatório está apresentada na Tabela 3.1.

**Tabela 3.1** – Equipe TÜV SÜD responsável pelo RISR.

| RESPONSÁVEL PELA REVISÃO PERIÓDICA DE SEGURANÇA - Mina de Fábrica | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **Nome** | **Empresa** | **Cargo** | **Responsabilidades** | **CREA** | **E-mail** | **Telefone** | **Celular** |
| Makoto Namba | TÜV SÜD Bureau | Coordenador de Projetos | Coordenação / Declaração de Estabilidade | 0601080777/SP | makoto.namba@tuv-sud.com.br | 11-3817-0226 | 11-99264-9261 |
| Marlísio O. Cecílio Jr | TÜV SÜD Bureau | Engenheiro Geotécnico Sênior | Relatório de Inspeção de Segurança Regular / Visita Técnica | 2506115595/SP | marlisio.cecilio@tuv-sud.com.br | 11-3817-0218 | 11-98105-2831 |
| Sidnei Ono | TÜV SÜD Bureau | Engenheiro Hidráulico Sênior | Relatório de Inspeção de Segurança Regular / Visita Técnica | 5062132798/SP | sidnei.ono@gmail.com | 11-3817-0244 | 11-98919-4137 |
| Gabriel Bilesky | TÜV SÜD Bureau | Engenheiro Geotécnico Junior | Relatório de Inspeção de Segurança Regular / Visita Técnica | 5070200660/SP | gabriel.bilesky @tuv-sud.com.br | 11-3817-0244 | 11-98385-7444 |

Figura 36 – Relação dos responsáveis da TÜV SÜD pela elaboração do RISR emitido em setembro de 2018 (apesar de estar descrito equivocadamente no cabeçalho da planilha Revisão Periódica de Segurança – Mina de Fábrica).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## IV.8 – Artigo "Equilíbrio Limite e Análise de Limite: Comparação entre problemas de referência sobre estabilidade de talude" (Leshchinsky e Ambauen, 2015)

Esse artigo foi publicado no Jornal de Engenharia Geotécnica e Geoambiental da Universidade de Oregon, em maio de 2015, de autoria de Ben Leshchinsky e Spencer Ambauen, com o título em tradução livre: "Equilíbrio Limite e Análise de Limite: Comparação entre problemas de referência sobre estabilidade de talude".

Considerando que essa publicação foi utilizada como referência nos documentos técnicos elaborados pela empresa TÜV SÜD para atestar a estabilidade da Barragem I, a seguir serão descritos os principais aspectos abordados nesse trabalho, sendo que a pertinência ou não da aplicação das suas conclusões será discutida na subseção V – ANÁLISE CRÍTICA E CONCLUSÕES.

### *IV.8.1 – Evolução dos Métodos de Cálculo*

A publicação analisada trata de um estudo que tem como objetivo comparar resultados gerados pelo emprego de métodos de Equilíbrio Limite (EL), especificamente pelo método de Spencer, usualmente utilizado na prática nos EUA, com otimização de programação dinâmica, e uma abordagem relativamente nova denominada Análise de Limite (AL), em conjunto com um processo denominado *Otimização de Esquema de Discretização* (OED), ilustrando concordâncias e diferenças.

Os métodos de Equilíbrio Limite (EL) pressupõem simplificações estáticas e uma superfície de ruptura para determinar o fator crítico mínimo de segurança global e seu mecanismo de ruptura associado, sem a admissibilidade de regras da cinemática (Michalowski, 1995). Baker (1980), Celestino e Duncan (1981), aplicando o método de Spencer de EL, contribuíram com algoritmos para identificar objetivamente as geometrias de superfícies de ruptura mais complexas.

Por outro lado, o método de Análise de Limite, associado a um procedimento numérico denominado *Otimização de Esquema de Discretização* (AL-OED), se apresentaria como uma abordagem alternativa viável, por vezes, mais eficaz e robusto para estabelecer um



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

mecanismo de ruptura crítico e avaliar a estabilidade, pois não depende, como no caso da análise de EL, de tantas suposições sobre a formulação do equilíbrio estático ou superfícies de ruptura, que podem ser pouco intuitivas em casos geotécnicos reais mais complexos.

Em 1975, Zienkiewicz *et al*. introduziu o método de redução de força (MRF) em análise de elementos finitos (EF), baseado em mecânica contínua, sem suposição de superfície de ruptura, mas satisfazendo automaticamente o equilíbrio global como requisito para convergência do cálculo. A partir de então, muitas variações foram sendo implementadas em códigos de elementos finitos (EF) e diferenças finitas (DF), mas, devido à complexidade dos parâmetros do material associados a esse tipo de aplicação, não foi suficiente para substituir os métodos de EL.

A implementação da AL-OED, por sua vez, é mais simples que as aplicações com análises de EF/DF, por não requerer leis constitutivas especiais, nem tratar de questões complexas de convergência ou considerar deslocamentos. Auxiliada pelo avanço de métodos numéricos e ferramentas computacionais, a AL-OED modela o solo como um material perfeitamente plástico e obedece a uma regra de fluxo associada (Yu *et al*., 1998), podendo empregar dois teoremas diferentes para fornecer uma solução exata: a plasticidade do limite superior ou do limite inferior.

O estudo em tela utilizou o teorema da plasticidade do limite superior, que procura estabelecer um limite superior para uma determinada carga de ruptura, considerando uma superfície de ruptura cinematicamente admissível e uma razão de dissipação plástica associada ao trabalho feito por cargas aplicadas. Quando a taxa de trabalho, devido a cargas externas, ao longo de uma superfície de ruptura cinematicamente admissível, é maior ou igual ao trabalho feito por tensões internas, a carga externa não pode exceder a carga real de ruptura (Chen, 2008 e Yu *et al*., 1998). Neste caso, o Fator de Segurança calculado é maior ou igual ao valor teórico real.

Assim como nas análises de EL, as soluções de AL-OED também satisfazem o equilíbrio global estático para um maciço. No entanto, o inverso não é verdadeiro, porque as soluções de EL não satisfazem necessariamente todos as considerações feitas pela AL-OED,



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

segundo o teorema do limite superior, por exemplo, a admissibilidade cinemática no contexto da plasticidade, demonstrando um nível adicional de rigor empregado.

Com o objetivo de validar o método de AL-OED no domínio da engenharia geotécnica, o estudo de Ben Leshchinsky e Spencer Ambauen comparou-o, no contexto de cenários complexos de estabilidade de talude, com métodos tradicionais e consagrados de EL, realizadas por Baker (1980), que aplicou o método de Spencer em associação com um algoritmo de otimização de programação dinâmica, dentre outras análises avançadas de EL.

Assim, demonstrando boa concordância com a prática atual, o método de AL-OED poderia ter sua aceitação mais facilitada, pelo menos em satisfazer as equações de equilíbrio limitantes para um maciço, demonstrando mecanismos críticos de falha, a princípio, sem considerar a parcela de contribuição cinemática associada, bem como destacando cenários onde ela poderia fornecer soluções mais apuradas.

O estudo aplicou o método de AL-OED com o auxílio do *software* comercial *LimitState*: GEO Versão 3.0 (*LimitState Ltd*., 2013), para determinar o mecanismo de falha crítica baseado em uma discretização da geometria do solo com nós uniformemente espaçados.

*IV.8.2 – Comparação prática entre o Método de Análise de Limite e o Método consagrado de Equilíbrio Limite*

As comparações realizadas entre EL e AL-OED consideraram diferentes cenários, para os quais foram definidos os FS correspondentes a cada caso e método utilizado.

No caso de um talude com geometria simples composto por material homogêneo (Figura 37), pelo EL por Baker resultou em um FS de 1,02 e por AL-OED no mesmo valor de FS. Portanto, para este caso não houve qualquer variação nos resultados para o valor de FS.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

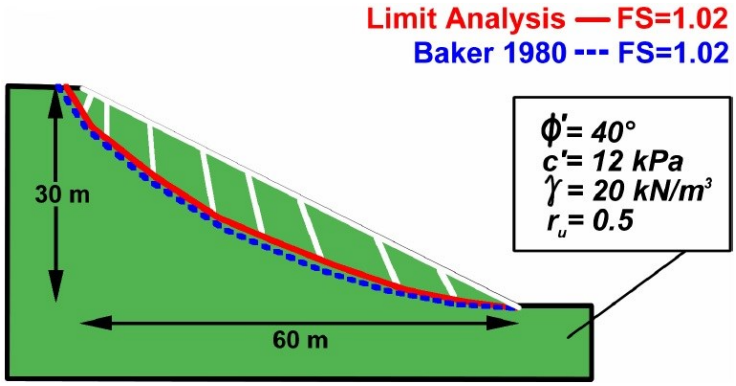



Figura 37 – Imagem do modelo de um talude simples com material homogêneo.

No caso de um talude com geometria simples, com a introdução de alterações nas características constitutivas do maciço, por exemplo, adicionando uma camada de argila mole e/ou poropressão e/ou lençol freático, para os quais obteve-se diferentes resultados em mecanismos de ruptura (Figura 38), bem como nos seus respectivos valores para FS.

No modelo de partida (Figura 38a), por exemplo, pelo EL por Baker resultou em um FS de 1,98 e por AL-OED no FS de 2,03. Tomando Baker como referência, a variação foi de +2,53%.

No modelo da Figura 38 b, com presença de camada de argila mole, pelo EL por Baker resultou em um FS de 1,29 e por AL-OED no FS de 1,28. Tomando Baker como referência, a variação foi de – 0,77%.

No modelo da Figura 38 c, com presença de poropressão, pelo EL por Baker resultou em um FS de 1,68 e por AL-OED no FS de 1,65. Tomando Baker como referência, a variação foi de – 1,79%.

No modelo da Figura 38 d, com presença de poropressão e camada de argila mole, pelo EL por Baker resultou em um FS de 1,01 e por AL-OED no FS de 1,01. Nesse caso não houve variação entre os valores de FS.

No modelo da Figura 38 e, com presença de um lençol freático, pelo EL por Baker resultou em um FS de 1,77 e por AL-OED no FS de 1,82. Tomando Baker como referência, a variação foi de +2,82%.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

No modelo da Figura 38 f, com presença do lençol freático e camada de argila mole, pelo EL por Baker resultou em um FS de 1,15 e por AL-OED no FS de 1,14. Tomando Baker como referência, a variação foi de – 0,87%.

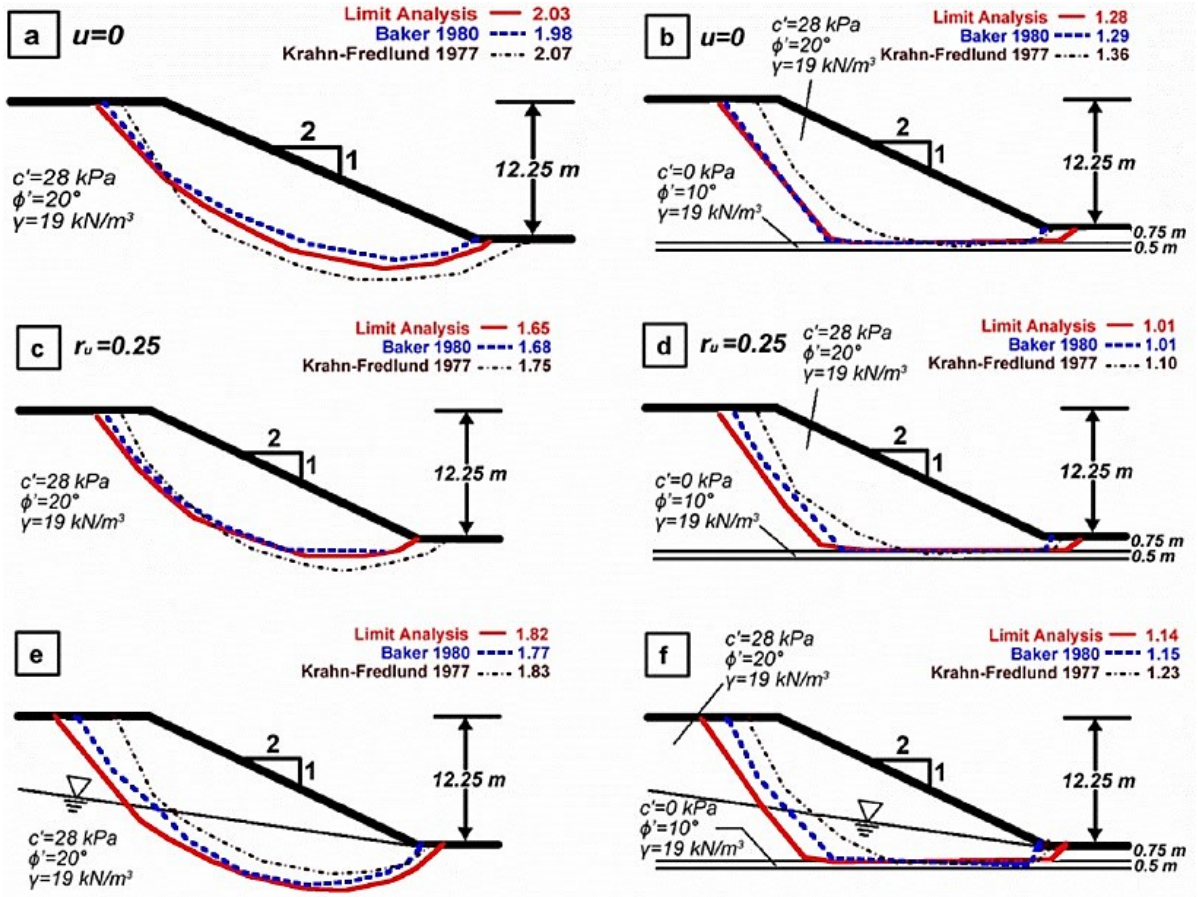



Figura 38 – Modelagem a partir de um talude simples de material homogêneo (a), com uma camada de argila mole (b), com presença de poropressão (c), com camada de argila mole e presença de poropressão (d), com presença de um lençol d'água (e) e com presença do lençol d'água e camada de argila mole.

No caso de um talude com geometria complexa de camadas estratificadas (Figura 39), pelo EL por Baker resultou em um FS de 1,79 e por AL-OED no FS de 1,77. Tomando Baker como referência, a variação foi de – 1,11%.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

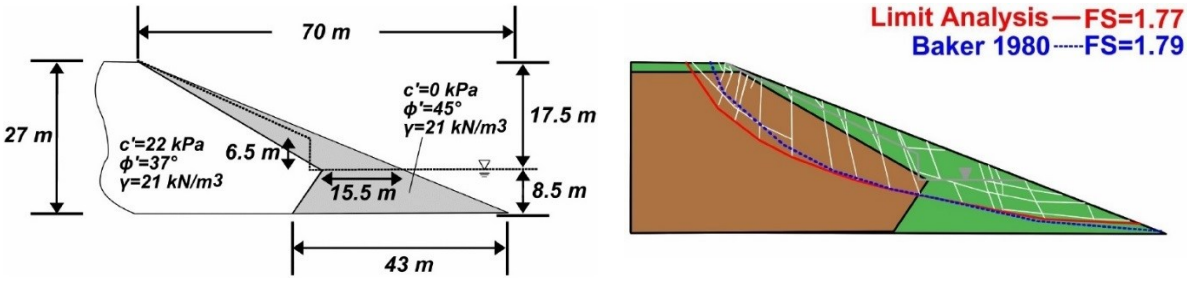



Figura 39 – Ilustração do caso de um talude com geometria complexa de camadas estratificadas.

No caso complexo composto por uma estrutura de contenção em terreno com camadas estratificadas e com variação abrupta do nível do lençol freático (Figura 40), pelo EL por Baker resultou em um FS de 0,95 e por AL-OED no FS de 0,87. Tomando Baker como referência, a variação foi de – 8,42%.

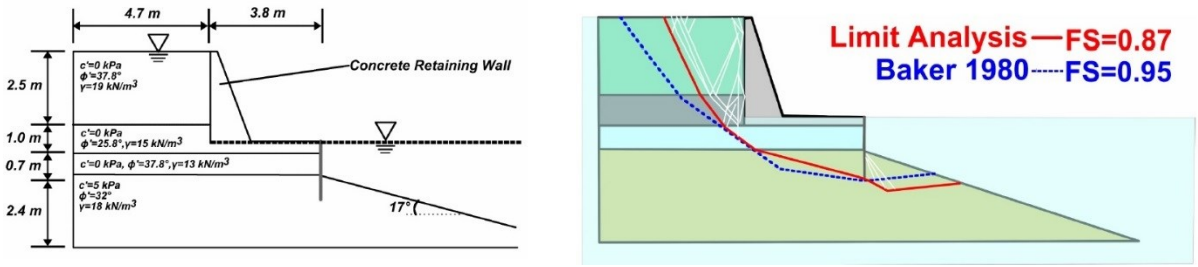



Figura 40 – Ilustração do caso complexo de uma estrutura de contenção, camadas estratificadas e variação abrupta do nível do lençol freático.

No caso de um estudo forense elaborado na Coreia por Yoo e Jung (2006), que analisou a queda de muro de contenção de solo reforçado com utilização de geotêxtil (Figura 41), considerando a evolução da condição do solo de não saturado para saturado. Inicialmente o método de EL por Morganstern-Price resultou em um FS de 1,16, enquanto que pelo Al-OED o FS foi de 1,17. A situação evoluiu para o FS crítico de 1,00 pelo método de EL por Morganstern-Price, por se tratar de uma retro-análise de um sinistro, enquanto que Ben Leshchinsky e Spencer Ambauen encontraram pelo AL-OED o FS de 0,95. Tomando Morganstern-Price como referência, a variação foi de +0,86% na condição não saturada e de – 5,00% para condição saturada.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

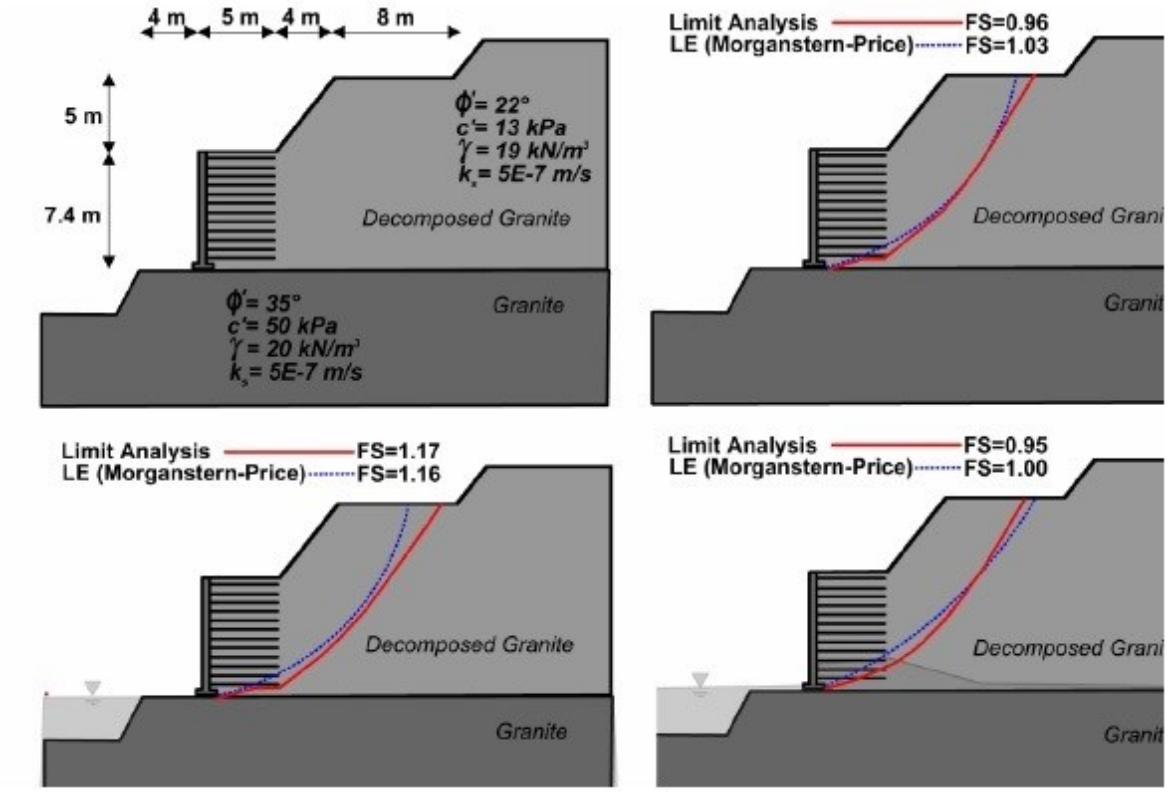



Figura 41 – Ilustração do estudo forense que realizou retro análise com objetivo a esclarecer causas da queda de um muro de contenção na Coreia (Yoo e Jung 2006).

No caso do mecanismo de ruptura côncavo-convexo, com presença de material fraco entre solo e uma base rochosa (Figura 42), pelo método de EL por Spencer resultou em um FS de 0,85 e por AL-OED um FS de 0,84. Tomando Spencer como referência, a variação foi de – 1,18%.

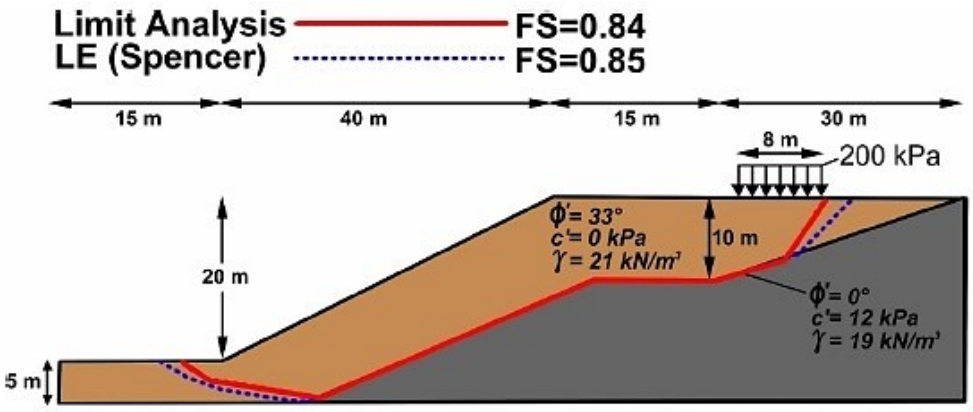



Figura 42 – Ilustração do caso da presença de uma camada de argila mole sobre uma base rochosa.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

No caso da construção de um aterro sobre terreno, que possui uma camada de argila mole localizada entre duas camadas resistentes de solo ou de solo e rocha (Figura 43), pelo método EL por Spencer resultou em um FS de 1,00 e por AL-OED um FS de 0,95. Tomando Spencer como referência, a variação foi de – 5,00%.

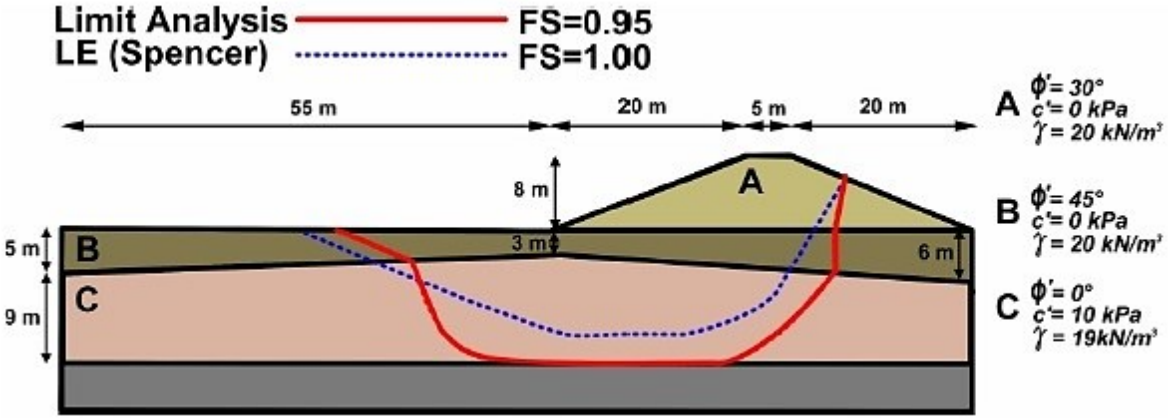



Figura 43 – Ilustração do caso da construção de um aterro sobre terreno que possui uma camada de argila mole entre duas camadas resistentes de solo ou de solo e rocha.

*IV.8.3 – Conclusões apresentadas pelo Artigo analisado*

Como conclusão das comparações realizadas, o estudo de Ben Leshchinsky e Spencer Ambauen concluiu que a aplicação da AL-OED demonstrou o potencial de ser uma ferramenta mais eficaz na análise da estabilidade de estruturas geotécnicas mais complexas, por exemplo, com interfaces entre camadas de solos fracos e fortes ou rocha, interação solo-estrutura, presença de lençóis freáticos não lineares. A relevância dessa complexidade resultaria na divergência com as suposições simplificadas feitas nas análises de EL, indicando que a cinemática passaria a ter um papel de destaque no processo de ruptura. Assim, a AL-OED possuiria uma capacidade de renunciar a entrada não intuitiva de suposições de geometrias e mecanismos de ruptura, bem como independesse das propriedades de interação entre fatias ou corpos rígidos, que seria vantajoso, pois permitiria uma análise mais abrangente e que requereria menos julgamento e especulação.

Teria sido demonstrado que o EL, utilizando procedimentos de programação dinâmica, com algoritmos avançados para determinar a superfície de deslizamento (*Slope/W*), e a AL-OED apresentaram uma concordância satisfatória para os exemplos comparados. Os



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

resultados de AL-OED foram quase iguais aos de EL por várias razões, limitadas principalmente às restrições geométricas associadas às várias análises de EL. As divergências observadas entre os resultados das duas análises teriam sido devidas às várias diferenças na cinemática de cada abordagem de estabilidade de talude, incluindo discretização (número de nós, número de pontos para programação dinâmica, número de cortes usados, dentre outras.), modo de deslizamento superficial (falha rotacional e suposições da forma da superfície de escorregamento) e princípios reguladores da mecânica (plasticidade do estado limite superior e equilíbrio limite).

O EL e a AL-OED apresentaram meios adequados para avaliar a estabilidade do talude em vários cenários. O EL seria atraente, pois envolveria cálculos simples e bem conhecidos, mas exigiria suposições do engenheiro (cinemática, orientação das forças entre fatias, dentre outras.), enquanto a AL-OED requereria um investimento maior em processamento de dados, mas que independesse de suposições sobre a localização da superfície de ruptura. Com a evolução do processamento computacional, poderoso e acessível, análises mais intensivas em computação como AL-OED poderiam substituir análises mais simples, que exigiriam mais entradas do usuário e hipóteses potencialmente errôneas, especialmente para problemas geotécnicos reais mais complexos.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

# V – ANÁLISE CRÍTICA E CONCLUSÕES

## V.1 – Considerações Iniciais

A Barragem I da mina do Córrego do Feijão, estrutura de contenção de rejeitos, componente do complexo industrial minerário Paraopeba em Brumadinho/MG, de responsabilidade da mineradora VALE S.A., operou durante quatro décadas (1976-2016) sujeita a uma série de fontes de incertezas, em especial aquelas relativas aos parâmetros geotécnicos, ao longo de sua vida útil, antes do seu rompimento em 25/01/2019.

Essas fontes de incertezas são originárias tanto das variações naturais das propriedades minerais do material escavado na mina, quanto das modificações ocorridas nos processos e equipamentos relativos à extração e beneficiamento do minério, bem como da evolução da forma como o rejeito de minério foi disposto, resultando em um depósito heterogêneo e estratificado após sucessivos alteamentos pelo método de montante.

A confiabilidade das conclusões dos estudos geotécnicos, relacionados à Barragem I, é diretamente impactada (fonte primária de incertezas) pelos resultados dos ensaios de campo (*in situ*) ou de exames laboratoriais, somados às lacunas e imprecisões existentes no registro e conhecimento dos projetos iniciais e da forma como efetivamente foram executados, além da perda ou alteração do capital humano, decorrente das sucessivas mudanças dos proprietários, projetistas, consultores e operadores da Barragem I.

Os métodos de cálculos de estabilidade propõem suposições e premissas que visam modelar a realidade dentro de uma margem de erro aceitável, e dependendo da técnica utilizada, por exemplo, análise bidimensional ou tridimensional, se apresentam, em maior ou menor grau, como uma fonte secundária de incertezas. Assim, cabem aos especialistas a escolha e o investimento no melhor método de cálculo, conforme cada caso, especificamente com o objetivo de mitigar as incertezas inerentes para maximizar sua confiabilidade, ainda mais se tratando de estruturas tão complexas quanto as barragens de contenção de rejeitos de minério, em que as condições geotécnicas do material constituinte do reservatório, os danos associados e a estimativa de perda de vidas humanas devem ser considerados nos estudos de estabilidade estrutural.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

A condição não drenada ocorre quando o material constituinte do rejeito depositado na barragem, estando saturado, isto é, com os poros completamente preenchidos por líquido, ou possui baixa capacidade de drenagem (pouco permeável), ou encontra-se confinado por camadas adjacentes com essa característica, ou ainda, submetido a alguma ineficiência dos dispositivos internos de drenagem. Nessas condições, a aplicação de solicitações externas, produz o efeito da elevação da pressão do líquido (pressão neutra) presente nos poros, também conhecido por excesso da poropressão. Essas solicitações externas, por sua vez, podem ser em forma de um carregamento contínuo ou estático, devido à execução de alteamentos; cíclico ou dinâmico, devido à ocorrência de vibrações ou sismos; bem como pela combinação desses dois tipos concomitantemente. Resumindo, a condição não drenada também pode ser denominada condição de excesso de poropressão.

A liquefação é um fenômeno resultante do excesso da poropressão em solos saturados, que apresentam características predominantemente granulares, ou seja, pouco coesivos (a coesão é característica própria de solos argilosos) e pouco compactados (elevado índice de vazios), e que se encontram em condições não drenadas de carregamento. O excesso da poropressão reduz a resistência às tensões de cisalhamento a ponto de a estrutura granular vir a se romper. Em solos granulares pouco compactados, esse rompimento causa uma reorganização dos grãos, levando a uma redução no volume e o consequente aumento da pressão no líquido presente nos poros em seu entorno, iniciando assim um processo em cadeia, que se propaga internamente pelo depósito de rejeitos. Se esse rompimento ocorrer a partir de um carregamento predominantemente contínuo, denomina-se Liquefação Estática, ou se por um carregamento predominantemente cíclico, denomina-se Liquefação Dinâmica. Quando o barramento não for projetado e construído para suportar essas condições de liquefação, pode acabar se rompendo e dessa forma o rejeito escoaria com comportamento semelhante ao de um fluido denso, diferentemente de um simples deslizamento por instabilização de talude ou devido a uma surgência (vazamento), causado por a uma erosão interna por entubamento progressivo (*piping*).

Para maiores detalhes, vide subseção VII.8 – Fenômenos da Liquefação do Solo.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## V.2 – Estudos Técnicos e Conclusões

Pode-se dividir a abordagem do cálculo de estabilidade geotécnica em dois tipos principais. Primeiramente a análise determinística, que não considera a variabilidade dos parâmetros geotécnicos, assumindo como verdade os valores médios resultantes dos exames de campo e laboratoriais, que são interpolados e/ou extrapolados para a modelo de análise. Essa é a abordagem mais utilizada tradicionalmente, pois exige um menor esforço em processamento computacional. Dela é gerada um determinado indicador, denominado Fator de Segurança (FS), que é a razão entre resistência mínima sobre carregamento máximo globais, o qual as normas técnicas abordam em termos de limites mínimos ou de aceitação.

Outra abordagem de cálculo de estabilidade geotécnica, e não menos importante, é a denominada análise probabilística, que é uma ferramenta mais recente e sofisticada, e que considera a variabilidade dos parâmetros geotécnicos. A sua elaboração se dá por meio de métodos numéricos iterativos, que exigem um esforço em processamento computacional maior, e que retornam em valores de probabilidade, a partir dos quais são analisados sob a ótica de limites estabelecidos de aceitabilidade, face aos custos decorrentes de prejuízos financeiros e, principalmente, ao número estimado de perda de vidas humanas.

Dentro do escopo de estudos realizados para caracterização da condição de estabilidade da Barragem I da Mina do Córrego do Feijão, ao longo do ano de 2018, destacam-se o Cálculo de Risco Monetizado e a Revisão Periódica de Segurança de Barragem. A partir desses estudos foram gerados os últimos documentos técnicos, relativos à Barragem I, datados de setembro de 2018, portanto, antes do seu rompimento em 25/01/2019, correspondendo aos Relatórios de Inspeção de Segurança Regular (RISR) e às Declarações de Condição de Estabilidade (DCE).

### *V.2.1 – Cálculo do Risco Monetizado*

O estudo de Cálculo de Risco Monetizado, elaborado conjuntamente pelas empresas TÜV SÜD e POTAMOS, especificamente o Relatório Técnico que tratou da Análise da Probabilidade de Ruptura da Barragem I, com emissão inicial em 24/10/2017 e última



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

revisão de 10/07/2018, quantificou as probabilidades para quatro modos de falha da Barragem I, a saber:

a. por Galgamento;
b. por Erosão Interna por Entubamento Progressivo (*Piping*);
c. por Instabilização; e
d. por Liquefação (analisado sob três cenários distintos).

Caberia à empresa TÜV SÜD a responsabilidade pelos cálculos determinísticos e probabilísticos para o modo de falha por Liquefação, elaborado em 3 cenários ou hipóteses, apresentado no Relatório Técnico do Cálculo do Risco Monetizado, que tratou da Análise da Probabilidade de Ruptura da Barragem I, cujos resultados mais críticos, foram obtidos para a seção mais crítica e de maior altura da Barragem I (denominada pela RPSB de 4-4 e pelo RISR de E-E). Nesse contexto, destaca-se a situação, registrada pela TÜV SÜD no Relatório Técnico da Revisão Periódica, sobre a existência de incertezas na definição dos lençóis empoleirados da Seção 4-4, uma vez que foram extrapolados a partir dos perfis de poropressões determinadas pelo CPTUs nas seções transversais 2-2 e 3-3.

O modo de falha por Erosão Interna por Entubamento (*Piping*) com probabilidade de $1{,}9 \times 10^{-4}$ (0,019%) e o modo de falha por Liquefação, que em dois de três cenários considerados, apresentou probabilidades de $1 \times 10^{-4}$ (0,01%) e $3 \times 10^{-4}$ (0,03%), foram os que apresentaram as maiores probabilidades anuais de ruptura calculadas.

Ressalta-se que, conforme um dos Relatórios Técnicos que compõem o estudo do Cálculo do Risco Monetizado, que tratou da Valoração das Consequências (POTVAL02G2-1-TC-RTE-0045), elaborado pela empresa POTAMOS, havia uma estimativa da perda de até 214 vidas humanas no pior cenário de rompimento da Barragem I, sem aviso prévio (vide Figura 28).

Para a Barragem I, os valores calculados de probabilidades anuais de falha da ordem de $10^{-4}$ (0,01%), face à estimativa de perda de até 214 vidas humanas, deveriam ter sido considerados tecnicamente inaceitáveis, quando confrontados com os critérios internacionais



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

de aceitação, em que, por exemplo, uma estimativa de perda de até 200 vidas humanas corresponderia a um limite máximo de probabilidade de 5 x $10^{-6}$ (0,0005%), com restrições (ALARP[16]) (vide Figura 29 – Gráficos de avaliação de risco adotados pelo *Bureau of Reclamation* e *U.S. Army Corps of Engineers.* e Figura 30 – Gráficos de avaliação de risco societal adotados pelo *Australian National Committee on Large Dams* e *New South Wales Dam Safety Committee*.).

Contudo, a situação é ainda mais grave, porque para o modo de falha por Liquefação, foi constatado que o valor da probabilidade anual de falha foi subdimensionado, no cenário que considerava um sismo de projeto (Cenário 3). Igualmente, para os outros dois Cenários (1 e 2), foram feitas estimativas de probabilidade sem alusão a qualquer fonte técnica de referência, comprometendo a confiabilidade nas conclusões do estudo probabilístico, conforme será demonstrado nesta subseção.

A não aceitação ao risco de falha requereria melhoria nas condições estruturais da Barragem I. Contudo, no caso da impossibilidade de reduzir, com segurança, a probabilidade anual de falha, por meio da melhoria das condições estruturais da Barragem I, uma solução alternativa seria a de implementar medidas urgentes e capazes para reduzir a estimativa de perda de vidas humanas. Isso implicaria, necessariamente, no alerta e na retirada dos funcionários das instalações industriais e administrativas e das pessoas residentes na zona suscetível de ser atingida pela onda de rejeitos (*dam break*), localizada a jusante da Barragem I, previamente delimitada no Plano de Ação Emergencial de Barragem de Mineração (PAEBM).

O **Cenário 1** considerou uma situação em que o rejeito já teria se liquefeito, portanto, respondendo apenas com sua resistência residual, sem que houvesse, necessariamente, no decorrer do processo a mobilização da sua resistência de pico, e com a estrutura submetida aos carregamentos do seu peso próprio. Tal condição seria possível de ocorrer em casos de fadiga do material (acúmulo de deformações), devido aos carregamentos cíclicos ou dinâmicos, como por exemplo, devido às detonações em mina próxima, vibrações decorrentes de

[16] "ALARP", do inglês "as low as reasonably practicable", cuja tradução livre seria "tão baixo quanto razoavelmente praticável", ou seja, um conjunto de critérios de aceitação ou condicionantes adotadas internacionalmente.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

equipamentos operando na estrutura, sismos, dentre outros. Assim, foi calculado um **Fator de Segurança (FS) determinístico mínimo de 0,44 (zero vírgula quarenta e quatro), portanto, consideravelmente inferior ao menor dos FS de limite mínimo ou de aceitação preconizado pela Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 de 1,1 (um vírgula um) para solicitação sísmica**, que foi o critério defendido pelo 2º PIESEM internacional para resistência residual, conforme registrado em seu relatório (vide subseção IV.6.4.2.1 – Relatório da 2ª Reunião do Painel Internacional de Especialistas (PIESEM-I)). A partir desse resultado, foi calculada pelo método de Monte Carlo, a probabilidade de ruína estrutural, que resultou em **P[FS<1] = 100,00%,** demonstrando uma certeza quanto à ruptura da Barragem I em caso de liquefação das camadas de rejeitos suscetíveis a esse fenômeno, da forma como foi descrita para este Cenário 1.

Cabe informar que, motivado pelo rompimento da Barragem I da Mina do Córrego do Feijão, o Departamento de Recursos Naturais do Estado de Minnesota (sigla em inglês MDNR) solicitou ao Dr. Scott Olson, da Universidade de Illinois/EUA, que foi componente da versão internacional dos Painéis Independente de Especialistas para Segurança e Gestão de Riscos de Estruturas Geotécnicas (PIESEM-I), implementada pela VALE S.A., que reconsiderasse as licenças de segurança por ele analisadas para Barragem de PolyMet's FTB, estrutura existente há mais de 50 anos no norte do Estado de Minnesota/EUA. O Dr. Scott Olson, reconhecido internacionalmente pelo método de análise de estabilidade geotécnica, o qual foi aplicado nas análises de estabilidade da Barragem I, inclusive no cenário de ocorrência do fenômeno de liquefação, declarou em 11/03/2019[17] que, diferentemente da Barragem I, a Barragem de PolyMet's FTB foi projetada e construída com um menor ângulo de inclinação (maior abatimento), dentre outras características (Figura 44), proporcionando-lhe uma condição estrutural suficientemente capaz de resistir a um colapso generalizado, considerando inclusive o rejeito respondendo com apenas sua resistência residual ou de pós-gatilho de liquefação.

[17] https://worldminetailingsfailures.org/wp-content/uploads/2019/03/2019-03-12-Poly-Met-Mining-Inc.s-Response-t.pdf



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

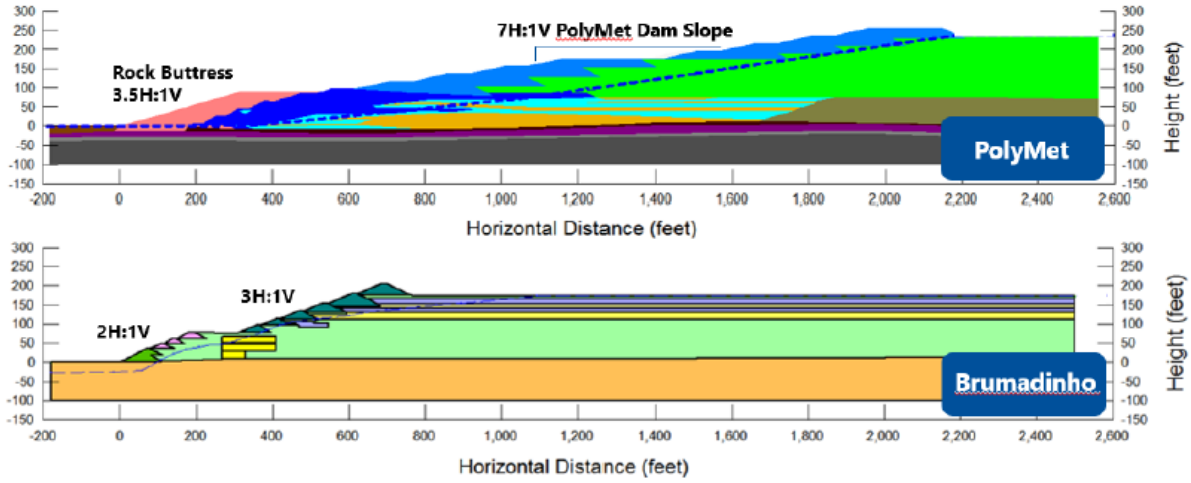



Figura 44 – Diagrama da seção transversal em escala comparando as Barragem I com a Barragem de PolyMet's FTB, podendo-se visualizar uma grande diferença entre os ângulos de inclinação entre as duas barragens.

Outrossim, constatou-se que, para o cálculo da probabilidade da ruptura pelo modo de falha por liquefação ($P_{liq}$) da Barragem I, foi adicionado um fator, denominado P[evento], que tratou da **probabilidade de ocorrência de gatilho para o Cenário 1**, e que foi **estimado em $10^{-5}$ (0,001%), sem fazer alusão a qualquer fonte técnica de referência**, o que compromete a confiabilidade nas conclusões do estudo probabilístico, conforme destacado no trecho transcrito a seguir do relatório técnico: "**[...]** ***sequer foram levantados*** **[...].** ***Assim, não é possível avaliar com precisão a probabilidade de ocorrência destes eventos, de forma que será estimada a probabilidade P[evento] = $10^{-5}$***" (Grifo nosso).

Assim, a probabilidade calculada para o Cenário 1 foi:

$P_{liq}$ = P[evento] x P[FS<1] = $10^{-5}$ x 1 = 1 x $10^{-5}$ (0,001%).

Destaca-se que, mesmo desconsiderando as ressalvas discriminadas acima, ainda assim **o valor de probabilidade anual de falha de $10^{-5}$ (0,001%),** face à estimativa de perda de até 214 vidas humanas, **deveria ter sido considerado tecnicamente inaceitável**, quando confrontado com os critérios internacionais de aceitação, em que, por exemplo, uma estimativa



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

de perda de até 200 vidas humanas corresponderia a um limite máximo de probabilidade de 5 x $10^{-6}$ (0,0005%), com restrições (ALARP[18]).

No **Cenário 2** foi considerada a situação do rejeito ser mobilizado em sua resistência de pico, sem outros carregamentos, além do peso próprio da estrutura, configurando uma hipótese para avaliação quanto à possibilidade de ocorrência de liquefação devida aos carregamentos contínuos, também classificados como estáticos, para o qual foi calculado um **Fator de Segurança (FS) determinístico mínimo de 1,09 (um vírgula zero nove), portanto, abaixo do FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,3 (um vírgula três), preconizado pela NBR nº 13.028/2017 para situação de "Final de Construção"**. A probabilidade de ruína neste cenário, para uma condição em que a resistência de pico seja excedida, calculada pelo método de Monte Carlo, foi de **P[FS<1] = 26,0 %**.

Da mesma forma como foi observado para o Cenário 1, para o cálculo da probabilidade da ruptura pelo modo de falha por liquefação ($P_{liq}$), foi adicionado um fator, que tratou da **probabilidade de ocorrência de gatilho para o Cenário 2**, denominada P[evento], **estimada em $10^{-3}$ (0,1%), novamente, sem fazer alusão a qualquer fonte técnica de referência**, o que também compromete a confiabilidade nas conclusões do estudo probabilístico, conforme destacado no trecho transcrito a seguir do relatório técnico: "**[...]** ***sequer foram levantados* [...], *sendo, portanto, difícil avaliar a probabilidade que eles ocorram. Dessa forma, será estimada que a probabilidade de ocorrência deste evento seja P[evento] = $10^{-3}$***" (Grifo nosso).

Além disso, foi adicionado outro fator, denominado P[FS cenário 1<1| FS<1], no caso de a resistência de pico ser superada, associando também a probabilidade de ruptura relativa ao Cenário 1 de P[FS<1] = 100%, sob condições de resistência residual ou de pós-gatilho de liquefação.

Assim, a probabilidade calculada para o Cenário 2 foi:

[18] "ALARP", do inglês "as low as reasonably practicable", cuja tradução livre seria "tão baixo quanto razoavelmente praticável", ou seja, um conjunto de critérios de aceitação ou condicionantes adotadas internacionalmente.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

$P_{liq}$ = P[evento] x P[FS<1] x P[FS cenário 1<1| FS<1] = $10^{-3}$ x 0,26 x 1 =

$P_{liq}$ = 2,6 x $10^{-4}$ (0,026%).

Destaca-se que, da mesma forma que no Cenário 1, mesmo desconsiderando as ressalvas discriminadas acima, ainda assim **o valor de probabilidade anual de falha de 2,6 x $10^{-4}$ (0,026%),** face à estimativa de perda de até 214 vidas humanas, mais uma vez, **deveria ter sido considerado tecnicamente inaceitável**, quando confrontado com os critérios internacionais de aceitação, em que, por exemplo, uma estimativa de perda de até 200 vidas humanas corresponderia a um limite máximo de probabilidade de 5 x $10^{-6}$ (0,0005%), com restrições (ALARP[19]).

No **Cenário 3**, foi considerada a ocorrência de sismo que submetesse a Barragem I aos carregamentos de aceleração vertical de 0,04 g e de aceleração horizontal de 0,09 g, conforme aproximação feita pela NBR nº 15.421/2006, relativa a Projetos de estruturas resistentes a sismos, mobilizando a resistência de pico do rejeito. Para esse caso particular, **o Fator de Segurança (FS) determinístico mínimo calculado foi de 0,79 (zero vírgula setenta e nove), portanto, ficou abaixo do FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,1 (um vírgula um), preconizado pela Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 para solicitações sísmicas,** considerando a resistência de pico do material. A probabilidade de ruína neste cenário, sob a condição da resistência de pico ser excedida, calculada pelo método de Monte Carlo, foi de **P[FS<1] = 97,34 %**.

O valor característico de ação sísmica, segundo o item 5.3 da NBR nº 15.421/2006, é aquele que tem 10% de probabilidade de ser ultrapassado no sentido desfavorável, durante um período de 50 anos de vida útil da estrutura, o que corresponde a um período de retorno de 475 anos. Isso resultaria em uma **probabilidade de ocorrência do sismo característico de projeto de 1/475, que corresponde a uma P[sismo] de 2,1 x $10^{-3}$ (0,21%), entretanto, o valor estimado foi de $10^{-4}$ (0,01%)**, ou seja, estimativa vinte e uma vezes menor

[19] "ALARP", do inglês "as low as reasonably practicable", cuja tradução livre seria "tão baixo quanto razoavelmente praticável", ou seja, um conjunto de critérios de aceitação ou condicionantes adotadas internacionalmente.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

que o inferido da NBR nº 15.421/2006, mesmo considerando "[...] ***que sismos menores também podem levar ao esgotamento da resistência de pico*** [...]", o que implicaria em probabilidades ainda maiores que **2,1 x $10^{-3}$ (0,21%)**.

Igualmente, como no Cenário 2, também foi adicionado outro fator, denominado P[FS cenário 1<1| FS<1], no caso de a resistência de pico ser superada, associando também a probabilidade de ruptura relativa ao Cenário 1 de P[FS<1] = 100%, sob condições de resistência residual ou de pós-gatilho de liquefação.

Assim, a probabilidade calculada para o Cenário 3 foi:

$P_{liq}$ = P[evento] x P[FS<1] x P[FS cenário 1<1| FS<1] = $10^{-4}$ x 0,97 x 1 =

$P_{liq}$ = 1 x $10^{-4}$ (0,01%).

Quando na verdade deveria ter sido:

$P_{liq}$ = P[evento] x P[FS<1] x P[FS cenário 1<1| FS<1] = 2,1 x $10^{-3}$ x 0,97 x 1 =

$P_{liq}$ = 2 x $10^{-3}$ (0,2%) ou maior, em casos de sismos menores capazes de liquefazer o material.

Assim, como nos cenários anteriores, mesmo desconsiderando as ressalvas acima, **o valor de probabilidade anual de falha de 1 x $10^{-4}$ (0,01%),** face à estimativa de perda de até 214 vidas humanas, mais uma vez, **deveria ter sido considerado inaceitável**, quando confrontado com os critérios internacionais de aceitação, em que, por exemplo, uma estimativa de perda de até 200 vidas humanas corresponderia a um limite máximo de probabilidade de 5 x $10^{-6}$ (0,0005%), com restrições (ALARP[20]).

Portanto, os estudos técnicos analisados demonstram que o risco de ruptura da Barragem I se encontrava em uma condição de não aceitação, e mesmo apresentando

[20] "ALARP", do inglês "as low as reasonably practicable", cuja tradução livre seria "tão baixo quanto razoavelmente praticável", ou seja, um conjunto de critérios de aceitação ou condicionantes adotadas internacionalmente.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

probabilidades anuais de falha, pelo menos, 20 vezes maiores que o máximo aceitável pelos critérios internacionais, essas informações foram plotadas no gráfico do Relatório Técnico de Análise de Risco (código POTVAL02G2-1-TC-RTE-0058), elaborado em 11/07/2018 pela empresa POTAMOS, dentro do estudo do Cálculo do Risco Monetizado para Barragem I, no âmbito da Gestão de Riscos Geotécnicos (GRG) da VALE S.A., ignorando os limites de aceitabilidade internacionalmente admitidos (vide Figura 31).

Contudo, a situação é ainda mais grave, porque para o modo de falha por Liquefação, foi constatado que o valor da probabilidade anual de falha foi subdimensionado, no cenário que considerava um sismo de projeto (Cenário 3). Igualmente, para os outros dois cenários (1 e 2), foram feitas estimativas de probabilidade sem alusão a qualquer fonte técnica de referência, comprometendo a confiabilidade nas conclusões do estudo probabilístico.

No caso da impossibilidade de reduzir, com segurança, a probabilidade anual de falha, por meio da implementação tempestiva de melhorias nas condições estruturais da Barragem I, uma solução alternativa seria a de implementar medidas urgentes e capazes para reduzir a elevada estimativa de perda de vidas humanas. Isso implicaria, necessariamente, no alerta e na retirada dos funcionários das instalações industriais e administrativas e das pessoas residentes na zona suscetível de ser atingida pela onda de inundação dos rejeitos (*dam break*), localizada a jusante da Barragem I, previamente delimitada no Plano de Ação Emergencial de Barragem de Mineração (PAEBM).

*V.2.2 – Revisão Periódica de Segurança de Barragens (RPSB) e Relatório de Inspeção de Segurança Regular (RISR)*

Para a Revisão Periódica de Segurança de Barragem (RPSB), de agosto de 2018, também de responsabilidade da empresa TÜV SÜD, somente foi transportado da Análise da Probabilidade de Ruptura da Barragem do Cálculo de Risco Monetizado o resultado de FS determinístico correspondente ao Cenário 2 do modo de falha por liquefação (estática), para Seção 4-4 (ou E-E pelo RISR), a mais crítica e de maior altura da Barragem I, considerando resistência de pico, que foi o FS mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove), o menos crítico dentre os 3 cenários abordados para Barragem I. Essa informação foi reproduzida no



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Relatório de Inspeção de Segurança Regular (RISR), que, além da própria RPSB, também subsidiou as últimas Declarações de Condição de Estabilidade (DCE), de setembro de 2018, onde a empresa TÜV SÜD justificou que a Barragem I estaria estável, argumentando que:

- A NBR nº 13028/2017 não preconizaria um FS mínimo de aceitação para ocorrência do fenômeno de liquefação;
- A probabilidade de ocorrência de um gatilho para liquefação seria baixa para Barragem I;
- Que um FS superior a 1 (unitário) já seria suficiente contra o gatilho para liquefação;
- Um FS > 1,05, limite mínimo pretensamente indicado no estudo conduzido por Leshchinsky e Ambauen (2015), cobriria um possível erro envolvido no método de cálculo utilizado.

Conforme examinado na subseção IV.4.2 – Fator de Segurança segundo a NBR nº 13.028/2017, a Tabela 1 da referida norma preconiza um FS determinístico de limite mínimo ou de aceitação de 1,3 (um vírgula três) para uma barragem de rejeitos em "Final de Construção", independente da condição do material, seja ela drenada ou não drenada, ou do tipo de análise, se por tensões efetivas ou totais.

A NBR nº 13.028/2017 permite uma liberdade ao projetista, restrita às boas práticas de engenharia, para estabelecer o FS de limite mínimo ou de aceitação em análises de estabilidade para condição não drenada. Constatou-se que a empresa GEOCONSULTORIA, bem como o seu Representante Técnico, Sr. Paulo César Abrão, projetista em 2005 dos últimos alteamentos (9º e 10º) da Barragem I, baseados tecnicamente no preconizado pelas normas nacionais e internacionais, bem como nas boas práticas de engenharia adotadas pela VALE S.A., ratificaram para a Barragem I a aplicabilidade do FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,3 (um vírgula três), constante da Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 e com indicação para uma barragem de rejeitos em "Final de Construção" (vide subseção IV.5 – Fator de Segurança segundo o Projetista da Barragem I e subseção IV.6 – Fator de Segurança segundo as Boas Práticas de Engenharia (VALE S.A.)). Ainda assim, esse FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,3 (um vírgula três) poderia ser majorado, devido às condições de incertezas



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

presentes no caso analisado e da gravidade das consequências de uma possível falha da Barragem I.

Com relação à justificativa da **probabilidade de ocorrência de um gatilho para liquefação ser baixa para Barragem I**, conforme já analisado à luz das informações trazidas pelo Relatório Técnico do Cálculo de Risco Monetizado – Análise da Probabilidade de Ruptura da Barragem, não era possível tecnicamente fazer tal afirmação para os **Cenários 1 e 2**, cujos **valores foram estimados, sem fazer alusão a qualquer fonte técnica de referência**, comprometendo a confiabilidade nas conclusões do estudo probabilístico. Já no **Cenário 3** (sismo) **a probabilidade estimada foi subdimensionada em $10^{-4}$ (0,01%), quando o certo deveria ter sido 2 x $10^{-3}$ (0,2%) ou maior** (para sismos menores capazes de liquefazer o material depositado).

Dessa forma, face à estimativa de perda de até 214 vidas humanas, **todos os valores de probabilidade anual de falha calculados, tanto para o modo de falha por Erosão Interna por Entubamento Progressivo (*piping*), quanto para os 3 cenários do modo de falha por Liquefação, deveriam ter sido considerados tecnicamente inaceitáveis**, em confronto com os critérios internacionais de aceitação, em que, por exemplo, uma estimativa de perda de até 200 vidas humanas corresponderia a uma probabilidade máxima de 5 x $10^{-6}$ (0,0005%), com restrições (ALARP[21]), vide Figura 29 e Figura 30. Contudo, no caso da impossibilidade de reduzir, com segurança, a probabilidade anual de falha, por meio da melhoria das condições estruturais da Barragem I, uma solução alternativa seria a de implementar medidas urgentes e capazes para reduzir a estimativa de perda de vidas humanas. Isso implicaria, necessariamente, no alerta e na retirada dos funcionários das instalações industriais e administrativas e das pessoas residentes na zona suscetível de ser atingida pela onda de rejeitos (*dam break*), localizada a jusante da Barragem I, previamente delimitada no Plano de Ação Emergencial de Barragem de Mineração (PAEBM).

[21] "ALARP", do inglês "as low as reasonably practicable", cuja tradução livre seria "tão baixo quanto razoavelmente praticável", ou seja, um conjunto de critérios de aceitação ou condicionantes adotadas internacionalmente.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Para justificar que a Barragem I estaria estável, nas condições do Cenário 2, argumentou que "*Leshchinsky e Ambauen (2015), no entanto, demonstram a existência de um erro epistêmico ao método do Equilíbrio Limite, que impõe superfícies de ruptura e subdivide a massa instável em lamelas que não respondem adequadamente pela cinemática do fenômeno de liquefação*", e assim, que haveria condições de aceitar o resultado de FS mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove), por superar um suposto limite mínimo aceitável de FS de 1,05 (um vírgula zero cinco), atribuído ao referido artigo, e que seria capaz de cobrir um possível erro associado ao método de cálculo empregado.

No entanto, como pode ser constatado ao se analisar o conteúdo do artigo de Ben Leshchinsky e Spencer Ambauen (2015), o objetivo dessa publicação era demonstrar se o método de Análise de Limite com Otimização de Esquema de Discretização (AL-OED) seria válido em comparação com o método do Equilíbrio Limite (EL), sendo este último, tradicionalmente consagrado pela Engenharia Geotécnica.

Não houve, em nenhum momento, por parte dos autores do referido artigo, a indicação de um FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,05 (um vírgula zero cinco), como sustentado nos documentos apresentados pela TÜV SÜD. Houve sim, utilizando-se de casos variados, uma comparação sistemática dos FS calculados pelos dois métodos de cálculo, que resultaram ora nos mesmos valores de FS, ora em valores que variaram para mais ou para menos, conforme cada caso. Em casos de maior complexidade, o método de AL-OED resultou em FS menores (vide subseção IV.8 – Artigo "Equilíbrio Limite e Análise de Limite: Comparação entre problemas de referência sobre estabilidade de talude" (Leshchinsky e Ambauen, 2015)). Seguindo essa lógica, caso a TÜV SÜD aplicasse o método de cálculo de AL-OED para aferição da estabilidade da Barragem I, provavelmente o FS mínimo calculado seria menor que o valor, obtido de 1,09 (um vírgula zero nove) pela TÜV SÜD, empregando o método de EL por Spencer, que utilizou o programa *Slide 7.0* ®, desenvolvido pela empresa Rocscience, bem como a metodologia de Scott Olson (2001).

Ademais, aceitar um FS sem quaisquer tolerâncias a algum erro associado é totalmente incoerente com as inúmeras limitações e ressalvas quanto à confiabilidade e suficiência dos dados de caracterização técnica e geotécnica da Barragem I, que subsidiavam a



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

competente análise de estabilidade. Tais observações foram relacionadas pela própria TÜV SÜD em seus Relatórios Técnicos, informações essas que também estão presentes em documentos técnicos produzidos por outras empresas de consultoria técnica, contratadas anteriormente pela VALE S.A..

Portanto, a empresa TÜV SÜD, para oferecer um embasamento técnico para justificar suas conclusões sobre a estabilidade da Barragem I, com FS mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove), apresentou uma informação tecnicamente inverídica sobre um FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,05 (um vírgula zero cinco), atribuindo-o ao artigo de Ben Leshchinsky e Spencer Ambauen (2015), sem que esse critério de aceitação constasse de tal publicação.

Por fim, toda essa situação não era ignorada pela VALE S.A. que, conforme conteúdo de diversos documentos técnicos, produzidos por seus consultores contratados, estava ciente da necessidade de se atingir o FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,3 (um vírgula três), bem como acerca de valores de probabilidade de risco anual de falha serem inaceitáveis perante os parâmetros internacionais de aceitabilidade, face ao número estimado de perda de vidas humanas (vide subseção IV.6.1 – Nota Técnica da Revisão Periódica da Barragem Sul Superior da TÜV SÜD, IV.6.2 – Ata de reunião VALE S.A. – TÜV SÜD – POTAMOS e IV.6.4 – Relatórios dos Painéis Independentes de Especialistas (PIESEM)).

Corroborando esse entendimento, a empresa VALE S.A. havia contratado a empresa Pimenta de Ávila Consultoria Ltda., que elaborou em dezembro de 2015 o Relatório Técnico sobre Análise da Probabilidade de Ruptura da Barragem I (código RD-654-RL-41070-00). Neste relatório foi calculado, pelo método de Rosenblueth, para o modo de falha por liquefação, um FS médio de 1,039 (um vírgula zero trinta e nove) com probabilidade de ruptura associada de 43,5%. Esse estudo limitou-se a considerar apenas um único cenário de ocorrência de gatilho para liquefação, em que um evento hidrológico fosse capaz de causar um aumento significativo da poropressão, que foi estimado com base em um "julgamento de engenharia" em uma probabilidade de gatilho de $10^{-3}$ (0,1%). Assim, o resultado mais conservador de probabilidade de liquefação seria de $4,35 \times 10^{-1} \times 10^{-3} = 4,35 \times 10^{-4}$ (0,0435%), entretanto, foi informado o valor de $1 \times 10^{-4}$ (0,01%).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Outro Relatório Técnico de Análise de Risco da Barragem I (RD 656-RL-41729-00), também elaborado pela empresa Pimenta de Ávila Consultoria Ltda. em dezembro de 2015, indicara uma estimativa de perda de 243 vidas humanas, em um cenário de ruptura sem aviso prévio. Dessa forma, há pelo menos 03 (três) anos antes sinistro da Barragem I, ocorrido em 25/01/2019, as probabilidades associadas ao risco de seu rompimento já se encontravam em condições tecnicamente inaceitáveis, conforme critérios internacionais de aceitação.

Desta forma, a empresa TÜV SÜD não poderia, face ao resultado de FS mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove) para a Seção 4-4 (ou E-E pelo RISR), a mais crítica e de maior altura, ter emitido em setembro de 2018 a Declaração de Condição de Estabilidade (DCE) para Barragem I da Mina Córrego do Feijão da VALE S.A., com base no preconizado pelas normas técnicas, no projeto e nas boas práticas de engenharia, além dos valores de probabilidade anual de falha serem inaceitáveis, em confronto com os critérios internacionais de aceitação.

Como consequência da não emissão da DCE, os órgãos competentes deveriam ter sido comunicados para o acionamento tempestivo do Plano de Ação de Emergência para Barragens de Mineração (PAEBM) da Barragem I, que mesmo não sendo capaz de evitar o rompimento da estrutura, seria suficiente para reduzir, principalmente, a perda de uma quantidade tão expressiva de vidas humanas, além de reduzir danos materiais e financeiros, uma vez que o PAEBM prevê o alerta e retirada dos funcionários das instalações industriais e administrativas e das pessoas residentes na zona suscetível de ser atingida pela onda de rejeitos (*dam break*), localizada a jusante da Barragem I.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## VI – RESPOSTAS AOS QUESITOS

*"**1)** Descrever a Barragem I da Mina Córrego do Feijão, em Brumadinho/MG, de propriedade da empresa VALE S.A., informando resumidamente suas principais características."*

**Resposta:** A Barragem I fazia parte do Complexo Paraopeba, localizado no município de Brumadinho/MG e tinha por finalidade conter os rejeitos gerados no processo de beneficiamento do minério de ferro, que ocorria na Instalação de Tratamento de Minério do Córrego do Feijão (ITM – CFJ), após serem lavrados na Mina do Córrego do Feijão.

Nesse tipo de barragem, quando o volume útil está em vias de se esgotar, verifica-se a possibilidade de incrementar sua altura, por meio da construção de um alteamento, para que ela possa continuar recebendo mais rejeitos, oriundos da atividade de beneficiamento do minério. Este processo continua sucessivamente, enquanto houver viabilidade técnica.

Conforme documentação examinada, o complexo minerário, do qual fazia parte a Barragem I, era originalmente de propriedade da empresa FERTECO MINERAÇÃO S.A.. O projeto inicial dessa estrutura foi elaborado em 1975 pela empresa CHRISTOPH ERB, e a primeira etapa de sua construção foi finalizada em 1976. O 2º alteamento correspondia a vários alteamentos menores que foram "envelopados". Até o 3º alteamento, a geometria da Barragem I era irregular, mas por ocasião do projeto e execução do 4º alteamento em 1995, com fins de atender condições mínimas de estabilidade, o seu eixo foi recuado e retificado, formando uma berma de largura variável. A empresa VALE S.A. adquiriu os direitos minerários em 27/04/2001, quando a Barragem I encontrava-se no 6º alteamento, com 60,50 m de altura. O material constituinte da maior parte dos alteamentos foi o próprio rejeito de minério compactado, sendo que alguns alteamentos, como por exemplo o 9º, foram construídos com solo compactado, retirado de áreas de empréstimo.

Foram construídos ao todo 10 (dez) alteamentos, tendo sido o último executado em 2013, atingindo-se uma altura final de 86,00 m (oitenta e seis metros), comprimento da crista (parte superior da barragem) de 720,00 m (setecentos e vinte metros). Conforme o projeto, o volume total previsto do reservatório (capacidade de armazenamento) seria de 8.797.136 m³.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Com a interrupção da operação em 2016, o volume total de rejeitos depositados teria ficado em 7.529.033 m³, de acordo com o descrito nos documentos analisados.

No dia 25 de janeiro de 2019, por volta das 12 h e 28 min, a estrutura da Barragem I colapsou de forma generalizada, liberando, em poucos minutos, a maior parte o rejeito nela armazenado.

Para maiores detalhes, vide subseção IV.2 – Caracterização da Barragem I.

*"**2)** Detalhar, resumidamente, as vantagens e desvantagens técnicas do método construtivo de alteamento à montante, empregado na Barragem I."*

**Resposta:** A Barragem I tratava-se de um depósito de rejeitos de minério de ferro, construída pelo método de montante, uma técnica antiga, simples e econômica. A economia desse método é devido principalmente ao menor volume de material necessário para sua construção, tornando-se atraente para as mineradoras como alternativa para maximizar suas margens de lucro. De acordo com a concepção desse tipo de estrutura, uma vez executado o dique inicial ou de partida, em solo compactado, na medida em que os rejeitos são depositados, estes passam a servir como terreno de fundação para novos alteamentos, que serão executados avançando-se sobre o reservatório para montante (no sentido da nascente), a partir do dique de partida.

Contudo, esse método apresenta desvantagens em virtude de uma maior dificuldade de controle construtivo, tornando-se crítico, principalmente, em relação à segurança estrutural, devido ao fato dos alteamentos serem construídos sobre materiais previamente depositados e não consolidados. Assim, sob condição saturada (poros completamente preenchidos por líquido) e estado de baixa compacidade (fofo), os rejeitos com características predominantemente granulares (pouco coesivos) tendem a apresentar baixa resistência ao cisalhamento, ficando susceptíveis ao fenômeno da liquefação, seja por carregamentos dinâmicos e/ou estáticos (Araújo, 2006).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Outra desvantagem é a dificuldade na implantação de um sistema interno de drenagem eficiente para controlar o nível d'água no interior da barragem, constituindo um problema adicional com reflexos na estabilidade estrutural.

As soluções alternativas, em relação ao método construtivo de barragens de rejeitos, seriam o de alteamento para jusante e o de alteamento pela linha de centro. Para barragens construídas pelo método de alteamento para jusante a etapa inicial consiste na construção de um dique de partida, sendo que os alteamentos subsequentes são realizados para jusante, isto é, no sentido da foz. Por sua vez, barragens alteadas pelo método de linha de centro apresentam uma solução intermediária entre os dois métodos citados anteriormente. Além dessas alternativas, poderiam ser construídas barragens convencionais em solo compactado, empregando material de empréstimos e sem uso de rejeitos no seu corpo, ou mesmo, poderiam ser construídas barragens de concreto, além da disposição dos rejeitos na forma de empilhamento drenado. Todas essas alternativas são mais onerosas em termos construtivos.

As desvantagens inerentes às barragens de rejeitos alteadas a montante podem e devem ser mitigadas com a adoção de medidas que contribuam para elevar a sua segurança estrutural, por meio do controle rígido da qualidade ao longo das diferentes fases do empreendimento, desde o projeto, passando pela fase de construção, operação, monitoramento, manutenção e descomissionamento, tais como: a adoção de taludes com menor ângulo de inclinação; a redundância dos dispositivos de drenagem; baixas velocidades de alteamento; a manutenção de praia mínima; o controle sobre a disposição do rejeito; a execução periódica de campanhas de ensaios geotécnicos; dentre outras.

Para maiores detalhes, vide subseção VII.6 - Métodos de alteamento de barragens de contenção de rejeitos, do Apêndice A.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*"**3)** Quais os relatórios técnicos mais relevantes, que analisaram os riscos de ruptura da Barragem I da Mina Córrego do Feijão, em Brumadinho/MG, de propriedade da empresa VALE S.A., e que foram emitidos pela empresa TÜV SÜD? Descrever em síntese, seu objeto, demandantes/contratantes, responsáveis técnicos e período das análises."*

**Resposta:** A empresa VALE S.A., dentro do seu projeto de Gestão de Riscos Geotécnicos (GRG), celebrou em 24/02/2017 o contrato nº 5500043549, com vigência até 18/08/2018, com as empresas TÜV SÜD e POTAMOS, para elaborar o estudo do Cálculo do Risco Monetizado. Um dos objetivos propostos era o de quantificar as probabilidades de ruptura para os quatro modos de falha considerados mais relevantes. No caso da Barragem I da Mina do Córrego de Feijão, pela divisão de serviços inicialmente estabelecida, caberia à TÜV SÜD a responsabilidade pelos cálculos relativos aos modos de falha por Instabilização, por Erosão Interna (*piping*) e por Liquefação, enquanto à POTAMOS caberia a responsabilidade pelo modo de falha por Galgamento. Tal divisão de serviços foi, em parte, ratificada pela informação constante da capa do Relatório Técnico de códigos POTVAL02G2-1-TC-RTE-0019 e RC-SP-050/17, que atribui à TÜV SÜD a revisão dos capítulos 6 e 8 do referido estudo, em 10/07/2018, relativos aos modos de falha por instabilização e liquefação.

A VALE S.A. também celebrou com a empresa TÜV SÜD, em 27/07/2017, o contrato nº 55000046573, com vigência até 18/01/2019, para elaborar a Revisão Periódica de Segurança de Barragens (RPSB) da Barragem I, que produziu o Relatório Técnico RC-SP-117/17 – Rev. 4, em 24/08/2018, e a sua correspondente Declaração de Condição de Estabilidade (DCE) - RC-SP-030/18, em 12/06/2018, para atender requisitos exigidos pelo DNPM. A RPSB apresentou a consolidação geral dos estudos, projetos e documentos relevantes, os procedimentos de operação, a análise de desempenho da barragem, atualização da análise de estabilidade e da sua segurança hidráulica, bem como a atualização da classificação de risco conforme a Portaria DNPM nº 70.389, de 17 de maio de 2017.

De modo a aumentar a segurança da Barragem I, quanto ao modo de falha por liquefação, foi recomendada pela RPSB a adoção de medidas para diminuir a probabilidade de ocorrência de gatilhos do fenômeno de liquefação dos rejeitos, tais como evitar a indução de vibrações, proibir detonações próximas, evitar o tráfego de equipamentos pesados na barragem,



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

impedir a elevação do nível de água no interior do reservatório e não executar obras que retirassem material dos pés dos taludes ou que causassem sobrecarga no reservatório, bem como na barragem. Também foi recomendada a instalação de registro sismológico no entorno da Barragem I.

Posteriormente, a VALE S.A. celebrou com a TÜV SÜD, em 28/08/2018, o contrato nº 5500054726, com vigência até 28/09/2019, para executar a Auditoria Técnica de Segurança, que produziu os Relatórios de Inspeção de Segurança Regular (RISR) e suas correspondentes Declarações de Condição de Estabilidade (DCE). Esses documentos foram emitidos em duplicidade, porém com mesmo conteúdo técnico, para atender requisitos exigidos por dois órgãos distintos: o Departamento Nacional de Produção Mineral (DNPM), denominado atualmente Agência Nacional de Mineração (ANM), e a Fundação Estadual do Meio Ambiente (FEAM), vinculada ao Governo do Estado de Minas Gerais. Dessa forma, foram emitidos dois Relatórios de Inspeção de Segurança Regular (RISR), o RC-SP-100/18 em **03/09/2018** e o RC-SP-102/18 em **04/09/2018**, que geraram as respectivas Declarações de Condição de Estabilidade (DCE) RC-SP-141/18 em **26/09/2018** e o RC-SP-104/18 em **04/09/2018**.

O conteúdo técnico produzido pelo estudo de Cálculo do Risco Monetizado foi parcialmente aproveitado pelo estudo da Revisão Periódica de Segurança de Barragem (RPSB). Os RISR, por sua vez, apresentam conteúdo semelhante ao RPSB, e as mesmas conclusões no que diz respeito às análises de estabilidade. Contudo, os RISR trazem outras recomendações e orientações, em especial quanto à necessidade de monitoramento e investigação em relação a estabilidade de blocos localizados a jusante na base da Barragem I, alterações no sistema de bombeamento do volume d'água acumulado no reservatório (lago), instalação de proteções nas saídas dos Drenos Horizontais Profundos (DHP), dentre outras.

As análises de estabilidade, constantes da RPSB e RISR, consideram condição drenada (instabilização do talude de jusante) e não-drenada (liquefação do rejeito). Para a Seção 4-4 (RPSB) ou E-E (RISR), a mais crítica e de maior altura da Barragem I, as análises de estabilidade sob a condição não-drenada resultaram em um Fator de Segurança (FS) mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove), utilizando o método do Equilíbrio Limite por



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Spencer. Esse valor determinístico de FS é o menos crítico dentre os calculados pelo estudo do Cálculo do Risco Monetizado (vide subseção IV.7.1), considerando o modo de falha por liquefação, para o qual foram analisados três cenários, a saber:

- Cenário 1: Resistência residual => FS mínimo calculado de 0,44 (zero vírgula quarenta e quatro), para o qual o FS de limite mínimo ou de aceitação seria o menor dentre os FS preconizados pela NBR nº 13.028/2017, que é o de 1,1 (um vírgula um) para solicitação sísmica, e que corresponde ao critério de aceitação defendido para resistência residual do material, constante do relatório da 2ª versão internacional do PIESEM;
- Cenário 2: Resistência de pico em carregamento estático => FS mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove), para o qual o FS de limite mínimo ou de aceitação, com ressalvas, é de 1,3 (um vírgula três), conforme preconizado pela NBR nº 13.028/2017 para situação "Final de Construção", normas internacionais, projeto e boas práticas normalmente adotadas pela VALE S.A.. As ressalvas, quanto ao valor do FS de aceitação, dizem respeito às incertezas relativas aos dados necessários para as análises de estabilidade, bem como, com relação à gravidade das consequências correspondentes ao rompimento da Barragem I, implicando em uma necessária majoração dos FS de limite mínimo ou de aceitação propostos pela norma;
- Cenário 3: Resistência de pico em solicitação sísmica => FS mínimo calculado de 0,79 (zero vírgula setenta e nove), para o qual o FS de limite mínimo ou de aceitação seria o FS de 1,1 (um vírgula um), preconizado pela NBR nº 13.028/2017 para solicitação sísmica, considerando a resistência de pico.

Entretanto, tanto o RPSB quanto os RISR concluem que esse resultado de FS mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove) seria satisfatório, tendo em vista ser superior ao valor unitário, mesmo sabendo-se que a probabilidade de ruína neste cenário, para uma



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

condição em que a resistência de pico pudesse ser excedida (FS < 1,0), calculada pelo método de Monte Carlo, seria de **26,0 %**. A empresa TÜV SÜD argumentou ainda que os autores Leshchinsky e Ambauen, em publicação de 2015 ("*Equilibrium and Limit Analysis: comparison of benchmark slope stability problems*", publicada no *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*), teriam demonstrado que poderia ser adotado um Fator de Segurança de limite mínimo ou de aceitação de 1,05 (um vírgula zero cinco), sendo que esta justificativa se revelou uma informação tecnicamente inverídica, conforme será abordado na resposta ao Quesito 9.

Considerando as diferentes atribuições e cargos dos envolvidos diretamente no gerenciamento, operação, manutenção, monitoramento e inspeção da Barragem I, descritos nos relatórios técnicos analisados, os responsáveis pela VALE S.A. seriam:

5. **César Grandchamp** – Representante legal da VALE S.A. e especialista técnico de Geotecnia Ferrosos Sul;

6. **Rodrigo Arthur Gomes de Melo** – Responsável técnico pela gestão e gerente geral responsável pela operação do complexo Paraopeba;

7. **Lúcio Medanha** (falecido[22]) – Responsável técnico pela operação e manutenção da Barragem I;

8. **Cristina Malheiros** – Responsável técnica pela inspeção e monitoramento da Barragem I.

Considerando as diferentes atribuições e cargos dos envolvidos diretamente na elaboração do Cálculo do Risco Monetizado, Revisão Periódica de Segurança de Barragem (RPSB), Relatórios de Inspeção de Segurança de Barragem (RISR) e das Declarações de Condição de Estabilidade (DCE), os responsáveis pela empresa TÜV SÜD seriam:

10. **Arsenio Negro Jr** – Consultor em Geotecnia (Cálculo do Risco Monetizado e RPSB);

11. **Andre Jum Yassuda** – Consultor em Geotecnia (RPSB e DCE);

12. **Makoto Namba** – Coordenador de Projetos (Cálculo do Risco Monetizado, RPSB, RISR e DCE);

[22] https://g1.globo.com/mg/minas-gerais/noticia/2019/01/26/veja-quem-sao-as-vitimas-da-tragedia-em-brumadinho.ghtml



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

13. **Marlísio O. Cecílio Jr** – Engenheiro Geotécnico Sênior (Cálculo do Risco Monetizado, RPSB e RISR);

14. **Ana Paula Toledo Ruiz** – Engenheira Geotécnica Master (RPSB);

15. **Clarissa Yebra** - Engenheira Hidráulica Plena (RPSB);

16. **Hugo Salvoni** – Engenheiro Geotécnico Junior (RPSB);

17. **Sidnei Ono** – Engenheiro Hidráulico Sênior (RPSB e RISR);

18. **Gabriel Bilesky** – Engenheiro Geotécnico Junior (Cálculo do Risco Monetizado e RISR).

A Figura 45, a seguir, demonstra graficamente a relação entre a empresa VALE S.A. e a empresa TÜV SÜD, em face dos contratos analisados e da documentação produzida, descrevendo ainda a relação nominal dos responsáveis técnicos envolvidos.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

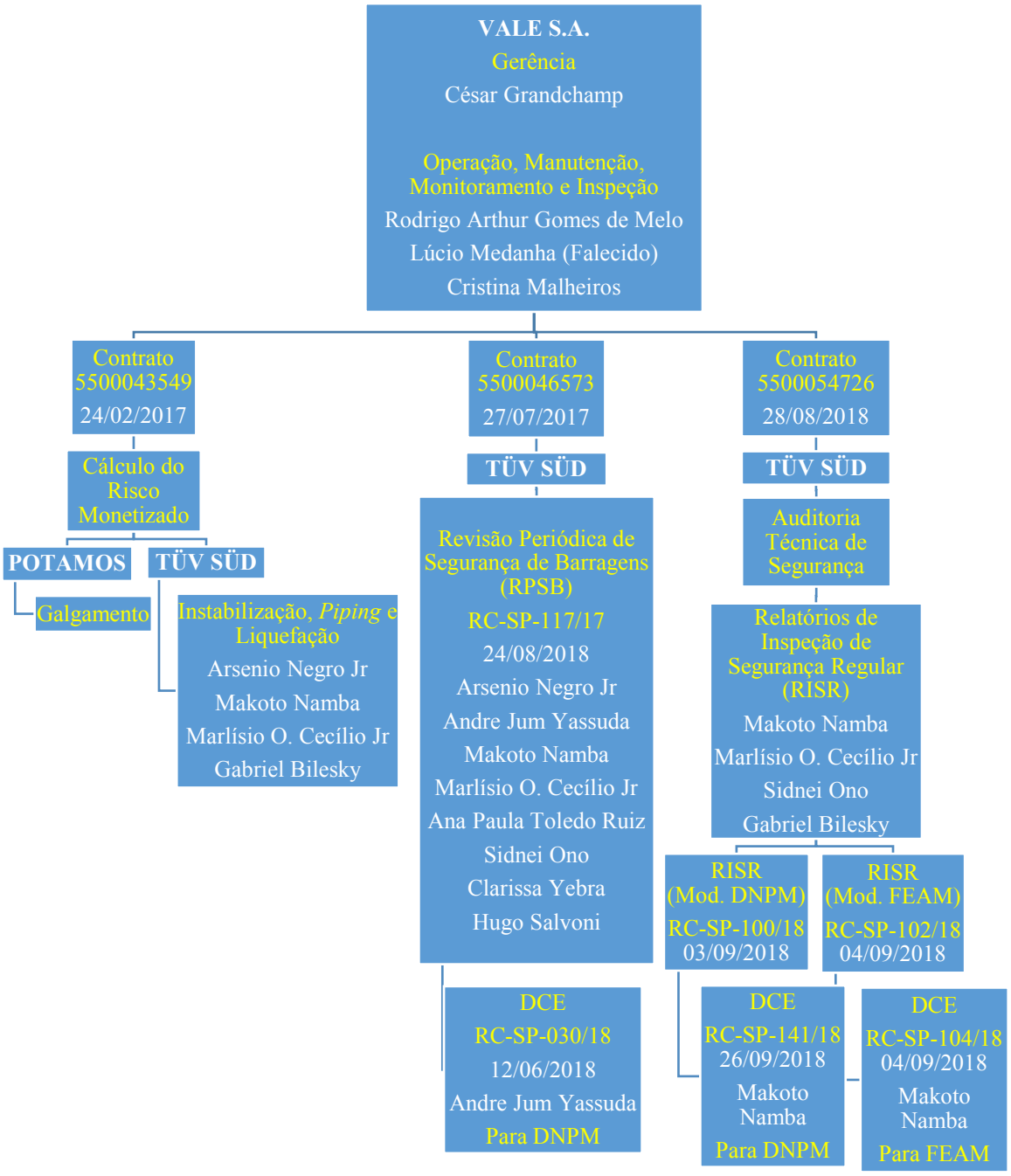



Figura 45 – Organograma que ilustra a relação dos responsáveis da VALE S.A. e da empresa TÜV SÜD, em face dos Documentos Técnicos, considerados relevantes, que foram produzidos para a Barragem I.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*"**4)** Descrever e conceituar o que é condição não drenada."*

**Resposta:** A condição não drenada ocorre quando o material constituinte do rejeito depositado na barragem, estando saturado, isto é, com os poros completamente preenchidos por líquido, ou possui baixa capacidade de drenagem (pouco permeável), ou encontra-se confinado por camadas adjacentes com essa característica, ou ainda, submetido a alguma ineficiência dos dispositivos internos de drenagem. Nessas condições, a aplicação de solicitações externas, produz o efeito da elevação da pressão do líquido (pressão neutra) presente nos poros, também conhecido por excesso da poropressão. Essas solicitações externas, por sua vez, podem ser em forma de um carregamento contínuo ou estático, devido à execução de alteamentos; cíclico ou dinâmico, devido à ocorrência de vibrações ou sismos; bem como pela combinação desses dois tipos concomitantemente. Resumindo, a condição não drenada também pode ser denominada condição de excesso de poropressão.

*"**5)** Descrever e conceituar o fenômeno da liquefação."*

**Resposta:** A liquefação é um fenômeno resultante do excesso da poropressão em solos saturados, que apresentam características predominantemente granulares, ou seja, pouco coesivos (a coesão é característica própria de solos argilosos) e pouco compactados (elevado índice de vazios), e que se encontram em condições não drenadas de carregamento. O excesso da poropressão reduz a resistência às tensões de cisalhamento a ponto de a estrutura granular vir a se romper. Em solos granulares pouco compactados, esse rompimento causa uma reorganização dos grãos, levando a uma redução no volume e o consequente aumento da pressão no líquido presente nos poros em seu entorno, iniciando assim um processo em cadeia, que se propaga internamente pelo depósito de rejeitos. Se esse rompimento ocorrer a partir de um carregamento predominantemente contínuo, denomina-se Liquefação Estática, ou se por um carregamento predominantemente cíclico, denomina-se Liquefação Dinâmica. Quando o barramento não for projetado e construído para suportar essas condições de liquefação, pode acabar se rompendo e dessa forma o rejeito escoaria com comportamento semelhante ao de um fluido denso, diferentemente de um simples deslizamento por instabilização de talude ou devido a uma surgência (vazamento), causado por a uma erosão interna por entubamento progressivo (*piping*).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Para maiores detalhes, vide subseção VII.8 – Fenômenos da Liquefação do Solo.

*"**6)** Esclarecer qual a relação entre o fenômeno da liquefação e a condição não drenada."*

**Resposta:** Conforme descrito na resposta ao Quesito 5, para que ocorra o fenômeno da liquefação, é necessário que o rejeito se encontre em uma condição não drenada, que foi detalhada na resposta ao Quesito 4. Logo, é por meio das análises de estabilidade, que consideram as condições não drenadas, que é possível avaliar o material quanto ao fenômeno da liquefação e as implicações geotécnicas decorrentes.

*"**7)** É possível afirmar que os normativos técnicos da Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT) e do Departamento Nacional de Pesquisa Mineral (DNPM), atualmente Agência Nacional de Mineração (ANM) eram silentes quanto ao estabelecimento do valor de limite mínimo ou de aceitação para o parâmetro de Fator de Segurança (FS), recomendado em condições de carregamento não drenado para Barragens de contenção de rejeitos? Em caso negativo, qual seria a recomendação desses órgãos (ABNT e DNPM)? Foram identificados normativos ou literatura técnica especializada estrangeira que abordam esse aspecto?"*

**Resposta:** Não. A Norma Brasileira (NBR) nº 13.028, editada em 14/11/2017 pela Associação Brasileira de Normas Técnicas (ABNT), trata dos requisitos para "*elaboração e apresentação de projeto de barragens para disposição de rejeitos, contenção de sedimentos e reservação de água*". A Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 preconiza os Fatores de Segurança de limite mínimo ou de aceitação, seja para condições drenadas ou para condições não drenadas, bem como, para análise por tensões totais ou efetivas, conforme transcrito a seguir:

> "*Os fatores de segurança mínimos, conforme Tabela 1, devem ser obtidos,* ***independentemente do tipo de análise e das condições de carregamento***" (Grifo nosso).

A Barragem I da Mina do Córrego do Feijão encontrava-se na situação de "Final de Construção", pois não recebia mais a disposição de novos rejeitos desde o ano de 2016, e nem havia previsão de novos alteamentos. Então, nessa condição, a Barragem I deveria atender



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

ao FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,3 (um vírgula três) para os taludes de montante e jusante, segundo a Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017. Contudo, para o estabelecimento do valor do FS de limite mínimo para um caso concreto, há que se considerar as muitas incertezas envolvidas nos cálculos geotécnicos, que a norma não conseguiria abarcar, por tratar somente de Fatores de Segurança calculados por análises determinísticas, isto é, obtidos a partir de valores médios atribuídos aos parâmetros geotécnicos, oriundos de ensaios de campo e de laboratório, que são normalmente interpolados e extrapolados para o conjunto da estrutura em análise (vide subseção IV.3 – Artigo "Fator de Segurança? Utilizamos corretamente?" Herza *et al*., 2017). Igualmente, deve-se levar em consideração, por ocasião da definição do FS de limite mínimo ou de aceitação, os danos potenciais associados (DPA) em caso de falha estrutural, tanto em relação aos riscos financeiros, quanto, e principalmente, aos riscos relativos às perdas de vidas humanas.

Assim, NBR nº 13.028/2017 também preconiza que, para o caso de cálculo de estabilidade que utilizam parâmetros de resistência não drenada, o FS pode ser estabelecido pelo projetista, com base nas boas práticas de engenharia: "*Em análises de estabilidade que utilizam parâmetros de resistência não drenada,* ***os fatores de segurança mínimos devem ser estabelecidos pelo projetista, com base nas boas práticas de engenharia***" (Grifo nosso).

Como pode ser constatado no texto da norma em tela, não é proporcionada uma liberdade total ao projetista, mas sim uma liberdade restrita às boas práticas de engenharia (vide subseção IV.6 – Fator de Segurança segundo as Boas Práticas de Engenharia (VALE S.A.)). Essa liberdade restrita é necessária para que o projetista, não estando adstrito aos valores da Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017, possa assim, por exemplo, eleger outros limites mínimos com base na sua experiência e sensibilidade em aferir a confiabilidade dos dados recebidos, avaliar o potencial de dano associado, aplicar conceitos de parâmetros de resistência de pico e residual (permitidos por norma, desde que devidamente justificados), bem como elaborar análises valendo-se de métodos probabilísticos de cálculo mais avançados para aferição do FS. Estes métodos probabilísticos, por sua vez, consideram o grau de confiança e a variabilidade dos dados obtidos de ensaios de campo e laboratório para as variáveis envolvidas nos cálculos do



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

FS (vide subseção IV.3 – Artigo "Fator de Segurança? Utilizamos corretamente?" Herza *et al*., 2017).

A empresa GEOCONSULTORIA, projetista em 2005 dos últimos alteamentos da Barragem I (9º e 10º alteamentos), elaborou em março de 2017 o Relatório Técnico, código VL55-RT31, com o objetivo de apresentar uma avaliação complementar sobre a análise de estabilidade sob carregamento não drenado da Barragem I, concluindo no item 8.1.1, sobre análise estática, que o FS de limite mínimo de aceitação seria 1,3 (um vírgula três), conforme trecho transcrito a seguir:

> *"É nossa opinião que, para a condição não drenada, poderia ser utilizado o FS mínimo de 1,2 quando a ocorrência de ruptura não representar danos materiais elevados ou mortes de pessoas.* ***Para situações em que a ruptura represente danos materiais elevados, danos ambientais elevados e pode resultar em mortes de pessoas, o FS mínimo seria de 1,3****"* (Grifo nosso).

Esse critério é ratificado em depoimento no âmbito do Inquérito Policial nº 062/2019 SR/PF/2019 (folhas nº 690 e 691) pelo Sr. Paulo Cesar Abrão, representante técnico da GEOCONSULTORIA, conforme trecho transcrito a seguir:

> *"Que, foi feita a análise de estabilidade aplicando o método de OLSON, juntamente com o próprio Professor OLSON e se chegou a um fator de segurança de 1,3 para condição não drenada na barragem B1;* ***Que, o fator mínimo estabelecido para essa condição é por prática, 1,3****;"* (Grifo Nosso)

Igualmente, o valor de limite mínimo ou de aceitação de FS de 1,3 (um vírgula três) é indicado não apenas pela Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 para a situação de "Final de Construção", como também é preconizado pelo *U.S. Army Corps of Engineers* (USACE) e pelo *Bureau of Reclamation* do *U.S. Department of the Interior (USBR)*, conforme subseção IV.4.4 – Referências Internacionais sobre Fator de Segurança.

Ressalta-se que esse FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,3 (um vírgula três) poderia ser ainda maior, conforme propõem Herza e Phillips (2017) e Duncan *et al.* (2014), ao se levar em consideração a ocupação humana da área de jusante suscetível de ser atingida pela onda de inundação, bem como ao se considerar as incertezas relativas às características construtivas da Barragem I, em especial dos sistemas de drenagens iniciais, e as incertezas



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

relativas às magnitudes das variáveis geotécnicas associadas à caracterização da Barragem I, que foram registradas pela empresa TÜV SÜD nos Relatórios Técnicos por ela elaborados, bem como, por outras empresas de consultoria técnica contratadas anteriormente pela VALE S.A..

Além disso, a confiabilidade das conclusões dos estudos geotécnicos, relacionados à Barragem I, é diretamente impactada pelos resultados dos ensaios de campo (*in situ*) ou de exames laboratoriais, somados às lacunas e imprecisões existentes no registro e conhecimento dos projetos iniciais e da forma como efetivamente foram executados, além da perda ou alteração do capital humano, decorrente das sucessivas mudanças dos proprietários, projetistas, consultores e operadores da Barragem I.

O DNPM/ANM, por sua vez, também não foi silente quanto à necessidade de se observar Fatores de Segurança de limite mínimo ou de aceitação, por meio de sua Portaria DNPM nº 70.389/2017 (Anexo II), conforme trecho transcrito a seguir:

> *"Análise da estabilidade da Barragem de Mineração a qual concluirá pela Declaração de Condição de Estabilidade tendo por base os índices de fator de segurança descritos na Norma Brasileira ABNT NBR 13.028 ou Norma que venha a sucedê-la, fazendo uso das boas práticas da engenharia;"*

Essa exigência veio a ser reforçada, por ocasião da RESOLUÇÃO nº 4, de 15 de fevereiro de 2019, após o rompimento da Barragem I, que estabelece em seu Art. 6º o seguinte:

> *"Art. 6º Cabe ao projetista, profissional legalmente habilitado pelo sistema CONFEA/CREA e com experiência comprovada, estabelecer os fatores de segurança mínimos para as barragens de mineração inseridas na PNSB, independentemente do método construtivo adotado, com base na ABNT NBR 13.028/2017, nas normas internacionais e nas boas práticas de engenharia, sendo vedada a fixação em valor inferior a 1,3 para as análises de estabilidade e estudos de susceptibilidade à liquefação, considerando parâmetros de resistência não drenada."*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*"**8)** Com base na documentação examinada, é possível afirmar qual o valor de limite mínimo ou de aceitação para o Fator de Segurança (FS), para a condição de carregamento não drenado de uma barragem de rejeitos, que a empresa VALE S. A. normalmente tinha como objetivo atingir em seus projetos, incluindo a Barragem I?"*

**Resposta:** Sim. Diversos documentos foram produzidos por empresas de consultoria contratas pela VALE S.A., onde expressamente era afirmado que o Fator de Segurança (FS) de limite mínimo ou de aceitação, para a condição de carregamento não drenado de uma barragem de rejeitos, deveria ser maior ou igual a 1,3 (um vírgula três). Tais assertivas constam cronologicamente em:

- Documentos técnicos emitidos em março de 2017 pela empresa GEOCONSULTORIA, projetista dos últimos alteamentos da Barragem I de Feijão (9º e 10º alteamentos) em 2005, onde foi adotado o FS de limite mínimo ou de aceitação para condição não drenada de 1,3 (um vírgula três), sendo posteriormente ratificado por seu representante técnico, o Sr. Paulo Cesar Abrão, por meio de declarações no âmbito do Inquérito Policial nº 062/2019 SR/PF/MG;
- Relatório da 2ª Reunião do Painel Internacional de Especialistas (PIESEM-I), promovida pela VALE S.A. no período de 13 a 17/11/2017;
- Ata de Reunião-Barragem Sul Superior e Barragem I em 21/12/2017 entre as empresas VALE S.A., TÜV SÜD e POTAMOS;
- Nota Técnica, elaborada pela TÜV SÜD, referente à Revisão Periódica de Segurança da Barragem Sul Superior, da Mina de Gongo Soco em Barão de Cocais/MG, pertencente à VALE S.A., que tratou do dimensionamento e especificação técnica do sistema de drenagem interna para adequação da segurança à liquefação (RC-SP-004/18) de 18/01/2018;
- Relatório da 2ª Reunião do Painel Nacional de Especialistas (PIESEM-N), promovida pela VALE S.A. no período de 18 a 20/06/2018;
- Ata de reunião realizada em 04/02/2019, contando com a presença de técnicos da VALE S.A. e da empresa WALM, onde foram abordados os resultados das análises de estabilidade não drenada para a Barragem Sul-Superior da Mina de Gongo Soco.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Para maiores detalhes, vide subseções IV.5 – Fator de Segurança segundo o Projetista da Barragem I e IV.6 – Fator de Segurança segundo as Boas Práticas de Engenharia (VALE S.A.).

*"**9)** A empresa TÜV SÜD fundamentou adequadamente os Fatores Segurança mínimos encontrados, por ocasião dos cálculos de estabilidade da Barragem I da Mina Córrego do Feijão, nos documentos técnicos, por ela elaborados, que resultaram na última Declaração de Condição de Estabilidade (DCE) de setembro de 2018?"*

**Resposta:** Não. A empresa TÜV SÜD, por ocasião da elaboração do estudo do Cálculo de Risco Monetizado, calculou Fatores de Segurança mínimos considerando 3 cenários para o modo de falha por liquefação para Seção 4-4 (ou E-E), a mais crítica e de maior altura da Barragem I. As análises dos Cenários 1 (pós-liquefação – resistência residual) e 3 (resistência de pico em solicitação sísmica), resultaram em valores de FS mínimos de 0,44 (zero vírgula quarenta e quatro) e 0,79 (zero vírgula setenta e nove), respectivamente, destacando que a NBR nº 13.028/2017 possui um FS de limite mínimo ou de aceitação para carregamento sísmico de 1,1 (um vírgula um). Além disso, foi calculado pelo método de Monte Carlo a probabilidade de ruptura, resultando em 100,00% para o Cenário 1 e 97,34% para o Cenário 3.

Desta forma, quando da elaboração da Revisão Periódica de Segurança de Barragem (RPSB) e do Relatório de Inspeção de Segurança Regular (RISR), a empresa TÜV SÜD apenas transportou o resultado menos crítico das análises do estudo do Cálculo de Risco Monetizado, isto é, o Fator de Segurança mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove) para condição de resistência não drenada (relativo ao Cenário 2, que considerava a resistência de pico em carregamento estático), ainda assim, indicando uma condição não segura.

Para justificar que a Barragem I estaria estável, nas condições do Cenário 2, argumentou que "*Leshchinsky e Ambauen (2015), no entanto, demonstram a existência de um erro epistêmico ao método do Equilíbrio Limite, que impõe superfícies de ruptura e subdivide a massa instável em lamelas que não respondem adequadamente pela cinemática do fenômeno de liquefação*", e assim, que haveria condições de aceitar o resultado de FS mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove), por superar um suposto limite mínimo aceitável de FS de 1,05



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

(um vírgula zero cinco), atribuído ao referido artigo, e que seria capaz de cobrir um possível erro associado ao método de cálculo empregado.

No entanto, como pode ser constatado ao se analisar o conteúdo do artigo de Ben Leshchinsky e Spencer Ambauen (2015), o objetivo dessa publicação era demonstrar se o método de Análise de Limite com Otimização de Esquema de Discretização (AL-OED) seria válido em comparação com o método do Equilíbrio Limite (EL), sendo este último, tradicionalmente consagrado pela Engenharia Geotécnica.

Não houve, em nenhum momento, por parte dos autores do referido artigo, a indicação de um FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,05 (um vírgula zero cinco), como sustentado nos documentos apresentados pela TÜV SÜD. Houve sim, utilizando-se de casos variados, uma comparação sistemática dos FS calculados pelos dois métodos de cálculo, que resultaram ora nos mesmos valores de FS, ora em valores que variaram para mais ou para menos, conforme cada caso. Em casos de maior complexidade, o método de AL-OED resultou em FS menores (vide subseção IV.8 – Artigo "Equilíbrio Limite e Análise de Limite: Comparação entre problemas de referência sobre estabilidade de talude" (Leshchinsky e Ambauen, 2015)). Seguindo essa lógica, caso a TÜV SÜD aplicasse o método de cálculo de AL-OED para aferição da estabilidade da Barragem I, provavelmente o FS mínimo calculado seria menor que o valor obtido de 1,09 (um vírgula zero nove) pela TÜV SÜD empregando o método de EL por Spencer, com uso também da metodologia de Scott Olson (2001).

**Portanto, a empresa TÜV SÜD não fundamentou adequadamente a conformidade dos Fatores Segurança mínimos encontrados em suas análises. Na tentativa de oferecer um embasamento técnico para justificar suas conclusões sobre a estabilidade da Barragem I, com FS mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove), quando deveria ser igual ou superior a 1,3 (um vírgula três), apresentou uma informação tecnicamente inverídica sobre um FS determinístico de limite mínimo ou de aceitação de 1,05 (um vírgula zero cinco), atribuindo-o ao artigo de Ben Leshchinsky e Spencer Ambauen (2015), sem que esse critério de aceitação constasse de tal publicação.**



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*"**10)** Com base nas informações disponíveis nos documentos técnicos, tais como: resultados dos cálculos de estabilidade e dos cálculos de probabilidade para diferentes modos de falha; parâmetros de resistência do material depositado no reservatório; referências legais e normativas; literatura técnica especializada nacional e estrangeira; boas práticas de engenharia; todos relativos ao mesmo tipo de barragem em questão, era possível à empresa TÜV SÜD ter emitido a última Declaração de Condição de Estabilidade (DCE) de setembro de 2018, para a Barragem I da Mina Córrego do Feijão?"*

**Resposta:** Não. A empresa TÜV SÜD não poderia ter emitido, em setembro de 2018, as Declarações de Condição de Estabilidade (DCE) para Barragem I da Mina do Córrego do Feijão da VALE S.A., face aos resultados de FS mínimos calculados para a Seção 4-4 (ou E-E), a mais crítica e de maior altura da Barragem I, obtidos em 3 cenários para o modo de falha por liquefação. As análises dos Cenário 1 (resistência residual ou pós-liquefação), Cenário 2 (resistência de pico em liquefação estática) e Cenário 3 (resistência de pico em solicitação sísmica), resultaram em valores de FS mínimos de 0,44 (zero vírgula quarenta e quatro), de 1,09 (um vírgula zero nove) e de 0,79 (zero vírgula setenta e nove), respectivamente, e que, com base no preconizado nas normas técnicas, projeto e boas práticas de engenharia, seriam insuficientes para garantir a segurança da Barragem I.

Como consequência da não emissão da DCE, os órgãos competentes deveriam ter sido comunicados para o acionamento tempestivo do Plano de Ação de Emergência para Barragens de Mineração (PAEBM) da Barragem I, que mesmo não sendo capaz de evitar o rompimento da estrutura, seria suficiente para reduzir, principalmente, a perda de uma quantidade tão expressiva de vidas humanas, além de reduzir danos materiais e financeiros, uma vez que o PAEBM prevê o alerta e retirada dos funcionários das instalações industriais e administrativas e das pessoas residentes na zona suscetível de ser atingida pela onda de rejeitos (*dam break*), localizada a jusante da Barragem I.

Destaca-se que a adoção, por parte da empresa TÜV SÜD, apenas do Fator de Segurança mínimo calculado de 1,09 (um vírgula zero nove), relativo ao Cenário 2, incompatível com as normas técnicas, com o projeto e as boas práticas de engenharia, era informação constante do Relatório Técnico da Revisão Periódica de Segurança de Barragem



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

(RPSB), RC-SP-117/17 – Rev. 4, com data da revisão de 24/08/2018, e do Relatório de Inspeção de Segurança Regular (RISR), RC-SP-100/18, datado de **03/09/2018.** Esses documentos (RPSB e RISR) estavam supostamente "[...] *disponíveis para utilização pela Equipe de Segurança de Barragem e para serem consultados pelos órgãos fiscalizadores e da Defesa Civil"*, conforme preconizado pelo Art. 9º, § 1º da Lei nº 12.334/2010 e Art. 11º da Portaria DNPM nº 70.389/2017. De acordo com a documentação examinada, em nenhum momento foi questionada a aceitação desse parâmetro de FS de 1,09 (um vírgula zero nove), por parte de representantes do então Departamento Nacional de Pesquisa Mineral (DNPM), atualmente denominado Agência Nacional de Mineração (ANM), que, conforme discriminado pela Lei nº 12.334/2010, Art. 5º, inciso III, é a "*entidade outorgante de direitos minerários para fins de disposição final ou temporária de rejeitos*", a quem caberia fiscalizar a segurança da Barragem I.

Nem tão pouco foi constatada, pela documentação apresentada, uma ação efetiva de nenhum dos responsáveis da VALE S.A., uma vez que estavam diante de uma verificação de estabilidade produzida por uma empresa contratada que demonstrou, por meio dos cálculos realizados, uma margem de segurança inaceitável para uma barragem de rejeitos com as características da Barragem I, contrariando todas as recomendações de normas, projetos, e de suas próprias diretrizes, bem como de valores de probabilidade anual de ruptura incompatíveis com os critérios internacionais de aceitação.

*"**11)** A empresa VALE S.A. dispunha de estudos elaborados por especialistas contratados, que mostrassem que, em caso de ruptura da Barragem I da Mina Córrego do Feijão, havia a probabilidade de perdas de vidas humanas em quantidade significativa? Em caso positivo, especificar quais foram esses estudos e seus autores, a quantidade de vítimas fatais previstas e qual a probabilidade associada ao evento e se essa probabilidade era aceitável para os padrões de segurança vigentes à época."*

**Resposta:** Sim. Um dos Relatórios Técnicos do estudo do Cálculo do Risco Monetizado, elaborado pela empresa POTAMOS, que tratou da Valoração das Consequências (código POTVAL02G2-1-TC-RTE-0045), indicou uma estimativa de perda de até 214 vidas humanas para o pior cenário de rompimento da Barragem I, sem aviso prévio (vide Figura 28).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Para a Barragem I, os valores calculados de probabilidades anuais de falha da ordem de $10^{-4}$ (0,01%), face à estimativa de perda de até 214 vidas humanas, deveriam ter sido considerados tecnicamente inaceitáveis, quando confrontados com os critérios internacionais de aceitação, em que, por exemplo, uma estimativa de perda de até 200 vidas humanas corresponderia a um limite máximo de probabilidade de $5 \times 10^{-6}$ (0,0005%), com restrições (ALARP[23]).

Portanto, os estudos técnicos analisados demonstram que o risco de ruptura da Barragem I se encontrava em uma condição de não aceitação, e mesmo apresentando probabilidades anuais de falha, pelo menos, 20 vezes maiores que o máximo aceitável pelos critérios internacionais, essas informações foram plotadas no gráfico do Relatório Técnico de Análise de Risco (código POTVAL02G2-1-TC-RTE-0058), elaborado em 11/07/2018 pela empresa POTAMOS, dentro do estudo do Cálculo do Risco Monetizado para Barragem I, no âmbito da Gestão de Riscos Geotécnicos (GRG) da VALE S.A., ignorando os limites de aceitabilidade internacionalmente admitidos (vide Figura 31).

Contudo, a situação é ainda mais grave, porque para o modo de falha por Liquefação, foi constatado que o valor da probabilidade anual de falha foi subdimensionado, no cenário que considerava um sismo de projeto (Cenário 3). Igualmente, para os outros dois cenários (1 e 2), foram feitas estimativas de probabilidade sem alusão a qualquer fonte técnica de referência, comprometendo a confiabilidade nas conclusões do estudo probabilístico.

No caso da impossibilidade de reduzir, com segurança, a probabilidade anual de falha, por meio da implementação tempestiva de melhorias nas condições estruturais da Barragem I, uma solução alternativa seria a de implementar medidas urgentes e capazes para reduzir a elevada estimativa de perda de vidas humanas. Isso implicaria, necessariamente, no alerta e na retirada dos funcionários das instalações industriais e administrativas e das pessoas residentes na zona suscetível de ser atingida pela onda de inundação dos rejeitos (*dam break*),

[23] "ALARP", do inglês "as low as reasonably practicable", cuja tradução livre seria "tão baixo quanto razoavelmente praticável", ou seja, um conjunto de critérios de aceitação ou condicionantes adotadas internacionalmente.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

localizada a jusante da Barragem I, previamente delimitada no Plano de Ação Emergencial de Barragem de Mineração (PAEBM).

Corroborando esse entendimento, a empresa VALE S.A. havia contratado a empresa Pimenta de Ávila Consultoria Ltda., que emitiu em dezembro de 2015 o resultado de estudos probabilísticos semelhantes aos elaborados em 2018, indicando que há pelo menos 03 (três) anos antes sinistro da Barragem I, em 25/01/2019, as probabilidades associadas ao risco de rompimento desta estrutura, conforme parâmetros internacionais, já se encontravam em condições inaceitáveis, sob o ponto de visto técnico.

*"**12)** Outros dados julgados úteis."*

**Resposta:** Cabe informar ainda que, motivado pelo rompimento da Barragem I da Mina Córrego do Feijão, o Departamento de Recursos Naturais do Estado de Minnesota (sigla em inglês MDNR) solicitou ao Dr. Scott Olson (componente da versão internacional dos Painéis Independentes de Especialistas para Segurança e Gestão de Riscos de Estruturas Geotécnicas (PIESEM), implementada pela VALE S.A.), professor da Universidade de Illinois/EUA, que reconsiderasse a emissão das licenças de segurança por ele analisadas para Barragem de PolyMet's FTB, estrutura existente há mais de 50 anos no norte do Estado de Minnesota/EUA. O Dr. Scott Olson, reconhecido internacionalmente pelo método de análise de estabilidade geotécnica, o qual foi aplicado nas análises de estabilidade da Barragem I, inclusive no cenário de ocorrência do fenômeno de liquefação, declarou em 11/03/2019[24] que, diferentemente da Barragem I, a Barragem de PolyMet's FTB foi projetada e construída com um menor ângulo de inclinação (Figura 44), dentre outras características, proporcionando-lhe uma condição estrutural suficientemente capaz de resistir a um colapso generalizado, considerando inclusive o rejeito respondendo apenas com sua resistência residual ou de pós-gatilho de liquefação, equivalente ao Cenário 1 do Quesito 9.

O Painel Independente de Especialistas, implementado pela VALE S.A., em sua 2ª versão internacional, que contou com a presença de Paulo Abrão, David Bowles, Paulo

[24] https://worldminetailingsfailures.org/wp-content/uploads/2019/03/2019-03-12-Poly-Met-Mining-Inc.s-Response-t.pdf



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Franca, Luís Valenzuela, André Assis, Mário Cicareli, Scott Olson e Brian Watts, defendeu a adoção do critério de Fator de Segurança de limite mínimo ou de aceitação de 1,1 (um vírgula um) para condição não drenada, considerando a **resistência residual ou pós liquefação** do rejeito.

Assim, para o Cenário 1 do modo de falha por liquefação, do estudo do Cálculo do Risco Monetizado, que considerou o rejeito mobilizado em sua resistência residual, resultado do fenômeno da liquefação (pós liquefeito), seja decorrente de um gatilho dinâmico e/ou estático, foi calculado um **Fator de Segurança (FS) determinístico mínimo de 0,44 (zero vírgula quarenta e quatro), portanto, consideravelmente inferior ao menor de todos os FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,1 (um vírgula um), preconizado pela Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 para solicitação sísmica**, que foi o critério defendido pelo 2º PIESEM internacional, conforme registrado em seu relatório (vide subseção IV.6.4.2.1 – Relatório da 2ª Reunião do Painel Internacional de Especialistas (PIESEM-I)). A partir de então, foi calculada pelo método de Monte Carlo, a probabilidade de ruína, que resultou em **P[FS<1] = 100,00%.**

Para o Cenário 3, que considerou o rejeito mobilizado em sua resistência de pico por solicitação sísmica, foi calculado **o Fator de Segurança (FS) determinístico mínimo de 0,79 (zero vírgula setenta e nove), portanto, ficou abaixo do FS de limite mínimo ou de aceitação de 1,1 (um vírgula um), preconizado pela Tabela 1 da NBR nº 13.028/2017 para solicitações sísmicas,** considerando a resistência de pico do material. A probabilidade de ruína neste cenário, sob a condição da resistência de pico ser excedida, calculada pelo método de Monte Carlo, foi de **P[FS<1] = 97,34 %**.

Por todo o exposto, os Peritos concluem, com base nas análises de estabilidade referentes aos três cenários do modo de falha por liquefação para a Barragem I da Mina do Córrego do Feijão, de propriedade da empresa VALE S.A., que não poderiam ter sido aceitos os Fatores de Segurança (FS) mínimos calculados, com valores menores que o limite mínimo ou de aceitação de 1,3 (um vírgula três) para situação de "Final de Construção", ou de 1,1 (um vírgula um) para solicitações sísmicas, ambos para condição não drenada, preconizados na NBR nº 13.028/2017 e exigido pela Portaria DNPM nº 70.389/2017 (Anexo II).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Destaca-se também que os valores de probabilidades anuais de ruptura eram tecnicamente inaceitáveis, quando confrontados com os critérios internacionais.

A seguir, a Tabela 01 faz um resumo dos resultados dos Fatores de Segurança mínimos calculados, confrontando-os com os respectivos Fatores de Segurança de limite mínimo ou de aceitação aplicáveis, bem como dos valores de probabilidade anual de falha e o seu correspondente limite de aceitação, conforme critérios internacionais estabelecidos, apresentados pelo estudo do Cálculo do Risco Monetizado, que foi elaborado conjuntamente pelas empresas POTAMOS e TÜV SÜD.

Tabela 01 – Quadro resumo dos FS mínimos calculados e das probabilidades anuais de falha em 3 cenários por liquefação apresentadas pelo estudo do Cálculo do Risco Monetizado, elaborado conjuntamente pelas empresas POTAMOS e TÜV SÜD.

| Cenário | Tipo de Resistência | Tipo de Liquefação | Fator de Segurança (FS) | | Fatores do Cálculo Probabilístico | | | Probabilidade Anual de Falha | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Mínimo Calculado | Limite Mínimo de Aceitação | Ruptura (FS < 1)[d] | Gatilho | | Resultado Final | Limite Máximo de Aceitação[h] |
| 1 | Residual | Estática e/ou Dinâmica | 0,44 | 1,1[a] | 100,00% | 0,001% | Estimado[e] | 0,0010% | 0,0005% |
| 2 | Pico | Estática | 1,09 | 1,3[b] | 26,00% | 0,100% | | 0,0260%[g] | |
| 3 | Pico | Dinâmica (Sismo Característico de Projeto) | 0,79 | 1,1[c] | 97,34% | 0,010% | Subdimensionado[f] | 0,0100%[g] | |

[a] Critério de aceitação para resistência residual, estabelecido pelo 2º PIESEM internacional, promovido pela VALE S.A..
[b] FS preconizado pela NBR 13.028/2017 para situação "Final de Construção", ratificado pelo Projetista e Boas Práticas de Engenharia da VALE S.A.;
[c] FS preconizado pela NBR 13.028/2017 para carregamento sísmico;
[d] Probabilidade de ruptura (FS<1), calculada pelo Método de Monte Carlo;
[e] Não houve alusão a nenhuma fonte técnica de referência, comprometendo a confiança no resultado do cálculo probabilístico;
[f] A probabilidade correta seria 1/475 = 0,21%, o inverso do tempo de recorrência de 475 anos do sismo característico de projeto (NBR nº 15.421/2006);
[g] Uma vez sendo superada a resistência de pico dos Cenários 2 e 3, cabe fazer a verificação da probabilidade de ruptura (FS < 1) do material em condições de resistência residual ou pós liquefação. Como a probabilidade de ruptura (FS<1) no Cenário 1 resultou em 100%, então não há alteração no resultado final da probabilidade anual de falha dos Cenários 2 e 3.
[h] Conforme critérios internacionais (USBR e USACE), considerando a estimativa de perda de até 200 vidas humanas.

Da mesma forma, a Tabela 02 apresenta os resultados correspondentes ao relatório (RD-654-RL-41070-00), emitido em dezembro de 2015 pela empresa Pimenta de Ávila Consultoria Ltda.

Destaca-se que, apesar desses dois estudos terem sido elaborados por empresas distintas, com pelo menos dois anos de diferença, e com base de dados diferentes, ambos apontavam para o mesmo sentido, quanto ao não atendimento da Barragem I aos critérios estabelecidos de Fator de Segurança e Probabilidade Anual de Falha.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Tabela 02 – Quadro resumo do FS mínimo calculado e da probabilidade anual de falha por liquefação apresentada em dezembro de 2015 por Pimenta de Ávila Consultoria Ltda.

| Cenário | Tipo de Resistência | Tipo de Liquefação | Fator de Segurança (FS) | | Fatores do Cálculo Probabilístico | | | Probabilidade Anual de Falha | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | Mínimo Calculado | Limite Mínimo de Aceitação | Ruptura (FS < 1)[b] | Gatilho | | Resultado Final | Limite Máximo de Aceitação[e] |
| Único | Pico | Estática | 1,039 | 1,3[a] | 43,50% | 0,100% | Estimado[c] | 0,0100%[d] | 0,0005% |

[a] FS preconizado pela NBR 13.028/2017 para situação "Final de Construção", ratificado pelo Projetista e Boas Práticas de Engenharia da VALE S.A.;
[b] Probabilidade de ruptura (FS<1), calculada pelo Método Rosenblueth;
[c] Não houve alusão a nenhuma fonte técnica de referência, comprometendo a confiança no resultado do cálculo probabilístico;
[d] A probabilidade correta seria $4{,}35 \times 10^{-1} \times 10^{-3} = 4{,}35 \times 10^{-4}$ (0,0435%);
[e] Conforme critérios internacionais (USBR e USACE), considerando a estimativa de perda de até 200 vidas humanas.

Os Peritos consideram esclarecido o assunto e, nada mais havendo a lavrar, encerram o presente Laudo que, elaborado em 137 (cento e trinta e sete) páginas, lido e achado conforme, assinam acordes, que está acrescido de 67 (sessenta e sete) páginas de apêndices, contendo pesquisa e referências bibliográficas e 03 (três) páginas de anexo, que contém mídia digital (DVD) com os arquivos digitais dos documentos analisados.

**ALAN DE OLIVEIRA LOPES**
PERITO CRIMINAL FEDERAL

**BRUNO SALGADO LIMA**
PERITO CRIMINAL FEDERAL

**GUSTAVO COSTA GUIMARÃES**
PERITO CRIMINAL FEDERAL

**LEONARDO MESQUITA DE SOUZA**
PERITO CRIMINAL FEDERAL

**SÍDNEY DE OLIVEIRA BARBOSA**
PERITO CRIMINAL FEDERAL

**THALLES EVANGELISTA F. DE SOUZA**
PERITO CRIMINAL FEDERAL



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

# VII – APÊNDICE A – REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

# REVISÃO BIBLIOGRÁFICA ACERCA DE BARRAGENS DE DISPOSIÇÃO DE REJEITOS DE MINERAÇÃO, RUPTURA EM FLUXO POR LIQUEFAÇÃO E AVALIAÇÃO DA ESTABILIDADE DE TALUDES DE BARRAGENS DE REJEITOS MEDIANTE CÁLCULO DE FATORES DE SEGURANÇA.

## VII.1 - Disposição de Rejeitos de Mineração

A mineração é um complexo de atividades necessárias à extração econômica de bens minerais da crosta terrestre, provocando transformações no meio ambiente, através de atividades de lavra e processo. A lavra constitui-se no conjunto de atividades coordenadas que extraem um bem mineral, objetivando o seu aproveitamento industrial ou uso direto. Os processos de mineração (tratamentos) envolvem separações físicas e químicas para obtenção da substância mineral de interesse (Espósito, 2000).

No processo também são produzidos os rejeitos, que são considerados até então, de pouco valor comercial e por isso são descartados da unidade de beneficiamento. Entende-se por rejeitos, resíduos resultantes de processos de beneficiamento, a que são submetidos os minérios, visando extrair os elementos de interesse econômico (produto final). Esses processos têm a finalidade de regularizar o tamanho dos fragmentos, remover minerais associados sem valor econômico e aumentar a qualidade, pureza ou teor do produto final. Os procedimentos empregados para esse fim são muito variados, pois dependem basicamente do tipo e da qualidade do minério a ser extraído (Espósito, 2000).

Em função do tipo de minério processado e dos tratamentos adotados podem ser encontrados rejeitos com variadas características geotécnicas, físico-químicas e mineralógicas. Os rejeitos, quando de granulometria fina, são denominados lama, e quando de granulometria grossa (acima de 0,074 mm), são denominados rejeitos granulares (Espósito, 2000).

O descarte pode ser na forma a granel (transportados por meio de caminhões ou correias transportadoras), ou na forma de polpa (mistura de água e sólidos), transportada por



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

meio de tubulações com a utilização de sistemas de bombeamento ou por gravidade (Figura 46).

De forma geral, pode-se dizer que os rejeitos podem ser dispostos em minas subterrâneas, em cavas exauridas de minas, em pilhas, por empilhamento a seco (método *dry stacking*), por disposição em pasta ou em barragens de contenção de rejeitos. A seleção de um método ou outro para a disposição dos rejeitos depende da natureza do processo de mineração, das condições geológicas e topográficas da região, das propriedades mecânicas dos materiais e do poder de impacto ambiental do contaminante dos rejeitos.

Figura 46 – Lançamento de rejeito em barragem de contenção.

**VII.2 - Barragens de Contenção de Rejeitos**

Entre os métodos de disposição, as barragens de contenção de rejeitos ainda são as preferidas, como no caso da Barragem I de Feijão (Figura 47). Essas barragens podem ser construídas utilizando-se solos, estéreis ou mesmo o próprio rejeito, através da técnica do aterro hidráulico. De acordo com Davies & Martin (2000), o grande volume de rejeitos gerados, condicionados aos custos da disposição, faz com que seja atrativa a utilização destes materiais como material de construção das próprias barragens de contenção, desde que sejam obedecidas algumas premissas, tais como: separação da fração grossa e fina (as propriedades geotécnicas são diferentes entre as frações), controle dos processos de separação (granulometria), utilização



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

de sistemas de drenagens eficientes, compactação dos rejeitos (aumento da densidade e da resistência), proteção superficial da barragem, dentre outras.

A técnica do aterro hidráulico supramencionada consiste em se utilizar o próprio rejeito como material de construção, através da técnica de hidromecanização, que por sua vez consiste no transporte e disposição do rejeito com auxílio da água. Inicialmente é executado um dique de partida e, a partir de então, o rejeito é lançado em sua crista de forma a constituir a fundação do alteamento seguinte.

Figura 47 – Barragem de contenção de rejeitos da Mina do Córrego do Feijão – VALE S.A.. (modificado de Silva, 2010).

O lançamento do rejeito pode ser concretizado com a utilização de canhões ou ciclones. Os ciclones são utilizados quando o rejeito não apresenta as características geotécnicas adequadas, possuindo a função de retirar a água da polpa, promovendo a recirculação de água no processo industrial, e separar as frações finas e granulares, denominadas respectivamente de "*overflow*" e "*underflow*". A fração granular, ou *underflow*, é utilizada na construção dos aterros e a fração fina, lama ou *overflow*, é disposta em reservatório.

No que diz respeito ao comportamento do rejeito de minério de ferro, a técnica de aterro hidráulico por meio de ciclones ocasiona uma segregação hidráulica distinta do mecanismo clássico. O mecanismo clássico é descrito por Kealy e Busch (1971) apud Vick (1983) e consiste na formação de zonas de permeabilidades, conforme Figura 48. Devido ao



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

fato da segregação hidráulica selecionar as partículas de acordo com seu peso, próximo ao ponto de descarga é formada uma zona de alta permeabilidade (material granular) e distante do ponto de descarga é formada uma zona de baixa permeabilidade (material fino). Uma zona de permeabilidade intermediária é formada entre as duas zonas supracitadas. Esta afirmação é válida para uma massa específica dos grãos constante.

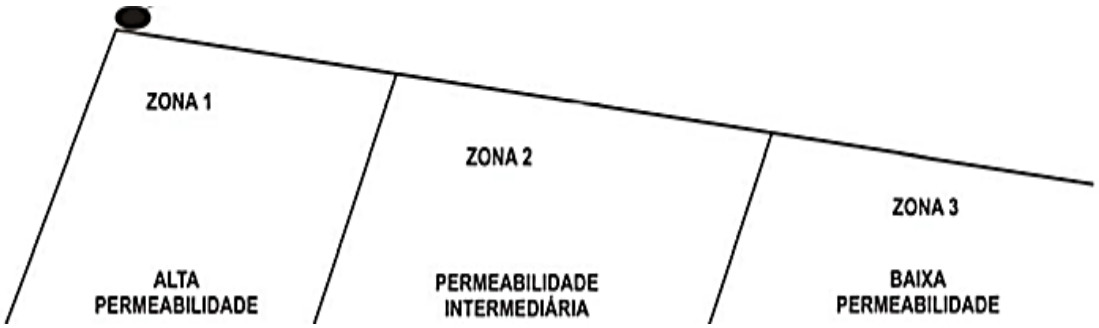



Figura 48 – Concepção da variação da permeabilidade num depósito de rejeitos homogêneos (Soares, 1998).

Conforme mencionado, os rejeitos de minério de ferro são compostos por hematita ($\rho_s$[25] na ordem de 5,25 g/cm$^3$) e quartzo ($\rho_s$ entre 2,65 a 2,70 g/cm$^3$), portanto composto por grãos heterogêneos. Desta forma, próximo ao ponto de lançamento do rejeito existirá predominância da fração de maior peso que é composta por partículas mais densas, porém de menores diâmetros, que são constituídas por hematita. Assim, há deposição de partículas finas próximas ao lançamento, diferenciando-se do mecanismo clássico de segregação hidráulica proposto por Kealy e Busch (1971) *apud* Vick (1983).

As partículas mais leves, compostas por quartzo, apresentam maiores diâmetros e são depositadas distantes do ponto de lançamento (Espósito, 2000). Este tipo de segregação faz com que o coeficiente de permeabilidade junto ao maciço seja baixo, pois neste caso a fração fina irá compor o barramento. Este comportamento poderá ocasionar elevação da linha freática no maciço, reduzindo a estabilidade da estrutura e promovendo a condição não drenada.

Lima (2006) afirma que as lamas podem permanecer saturadas por anos se a água resultante do processo de sedimentação e de adensamento não for eliminada, seja por

[25] $\rho_s$: massa específica



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

evaporação e/ou por drenagem. Segundo Espósito (2000) e Milonas (2006), apesar do aspecto econômico vantajoso, o método construtivo de montante aliado à técnica de disposição hidráulica submete a estrutura a riscos como liquefação, elevação da linha freática e *piping*, devido ao fato dos alteamentos serem construídos sobre fundação composta por camadas fofas de rejeito, associado à dificuldade de implantação da drenagem interna.

Neste âmbito, o método de jusante fornece menores riscos, pois facilita o desempenho geotécnico da estrutura, possibilitando o controle da linha de saturação. Silva (2010) apresentou uma preocupação com relação à técnica de disposição hidráulica de rejeitos em barragens alteadas para montante e seu gerenciamento em função da segurança, sugerindo diretrizes para aumento da segurança desses tipos de barragens. Espósito (2000) e Figueiredo (2007) relatam que a ocorrência de acidentes aliada à falta de controle do método de lançamento e, por conseguinte, à dificuldade em se prever o comportamento geotécnico deste tipo de estrutura, ocasionam maiores fatores de riscos geotécnicos.

**VII.3 - Disposição subaérea**

Na disposição subaérea o rejeito é disposto em camadas de forma que, anterior ao lançamento da próxima camada, é permitido o adensamento e ressecamento do material da camada lançada. O objetivo é obter um menor volume pela densificação do material, assim como ganho de resistência devido à densificação e ressecamento do rejeito. Lima (2006) realizou um estudo de retro análise de um depósito de rejeitos de minério de ferro na barragem de Germano, da Samarco Mineração S.A.. O depósito foi construído via disposição subaérea e, após análises realizadas, o autor verificou que o processo de ressecamento não teve a eficiência esperada. Como consequência, houve impacto na otimização do volume que, neste caso, aproximou-se ao que seria esperado no método de disposição convencional, que consiste na disposição do rejeito sem que haja a observação de intervalo de tempo para ressecamento e adensamento da camada anterior, ou mesmo numa codisposição convencional (disposição conjunta de rejeito e estéril).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## VII.4 – Efeitos da anisotropia na deposição dos rejeitos

Solos sedimentares e de terra compactada são usualmente anisotrópicos, apresentando maior coeficiente de permeabilidade na direção horizontal do que na vertical. Neste contexto Souza Pinto (2000) cita que, coeficientes de permeabilidade na direção horizontal podem atingir valores até 15 vezes maiores do que na vertical. No entanto, Cruz (1996) relata que o mais comum é encontrar diferenças na ordem de 5 vezes. Esta razão de permeabilidade é de fundamental importância no estudo de fluxo através de barragens.

Em virtude da natureza do processo de geração do rejeito de mineração e seu lançamento com seguida deposição hidráulica, os depósitos de rejeitos mostrarão uma significativa diferença da permeabilidade nas direções horizontal e vertical. Segundo Souza Junior (2003), as medidas de anisotropia informadas na literatura são poucas, mas a relação entre o coeficiente de permeabilidade horizontal e vertical ($k_h/k_v$) está geralmente na faixa de 2 a 10 para praias de depósitos formados por areias suficientemente uniformes e zonas de lamas depositadas abaixo d'água. O autor ressalta ainda que praias do depósito formado com zonas de transição entre áreas de areias relativamente limpas e lamas, são prováveis de ter alta razão de anisotropia devido ao inter-relacionamento entre partículas finas e grossas. Para depósitos de rejeitos onde os processos de descarga não são bem controlados, resultando em extenso inter-relacionamento areia-lama, $K_h/K_v$, a anisotropia pode atingir 100 ou mais, uma vez que esta variação se deve à natureza das camadas.

## VII.5 – Comportamento geotécnico de rejeitos de minério de ferro

De acordo com Bisco (2009), cada rejeito apresentará um comportamento distinto, não sendo possível estabelecer uma padronização em termos de comportamento. Isto ocorre devido às variáveis que afetam as propriedades reológicas, a saber: forma da partícula, granulometria, temperatura, pressão, dentre outras. Apesar disso, muitos trabalhos acadêmicos buscam conhecer como se dá o comportamento de algumas das propriedades geotécnicas desses rejeitos diante da variação de determinadas características do rejeito. Por exemplo, é sabido que rejeitos de minério de ferro apresentam variabilidade de suas propriedades geotécnicas em função do teor de ferro presente.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Essa influência do teor de ferro em rejeitos é amplamente discutida na literatura técnica, no que diz respeito às suas características geotécnicas, podendo-se citar os seguintes autores: Espósito (1995), Espósito (2000), Lopes (2000), Presotti (2002), Russo (2007), dentre outros. Espósito (1995) realizou ensaios com o objetivo de conhecer o material lançado via disposição hidráulica na pilha do Xingu, Mariana/MG, executada pelo método de aterro hidráulico para montante. A autora trabalhou apenas com os rejeitos granulares, realizando ensaios de permeabilidade e cisalhamento direto para amostras moldadas para determinada massa específica aparente seca.

Hernandez (2007) compilou os dados de Espósito (2000) e Lopes (2000) e concluiu que não é possível afirmar que o comportamento do rejeito é similar ao comportamento das areias, baseando exclusivamente no fato de esses serem classificados como areias. Isso porque, segundo o autor, os rejeitos de minério de ferro apresentam uma grande variabilidade das suas propriedades em função das mudanças do conteúdo de ferro neles presente.

Verifica-se que o efeito do teor de ferro sobre a condutividade hidráulica dos rejeitos é mais significante em rejeitos de compacidades menores, observando-se, nesses casos, que quanto maior o teor de ferro, menor a condutividade hidráulica do rejeito, mas que há tendência de estabilização da condutividade hidráulica para teores de ferro elevados. Motta (2008) realizou ensaios em rejeito fino de minério de ferro, com amostras compactadas na umidade ótima utilizando-se a energia Proctor Normal. A Figura 49 ilustra os resultados obtidos para as densidades de campo em relação ao resultado do ensaio de compactação. Segundo a autora, a diferença encontrada pode ser justificada por efeitos de estruturas formadas durante o processo de disposição. Os resultados obtidos por Motta (2008) revelaram densidade específica aparente seca máxima, em ensaio de compactação, de 2,16g/cm$^3$ e umidade ótima de 12%. O coeficiente de permeabilidade obtido foi da ordem de 8x10$^{-6}$cm/s, característico de materiais siltosos.

Quanto aos parâmetros de resistência, Motta (2008) realizou ensaios de cisalhamento direto, além de triaxiais CU e CD em corpos de prova compactados. O ensaio triaxial CD confirmou os parâmetros de resistência efetivos obtidos no ensaio CU. Para os



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

ensaios triaxiais o ângulo de atrito efetivo foi de 40º, enquanto que para ensaios de cisalhamento direto o ângulo de atrito efetivo foi de 32º. Importante observar que, em geral, os ensaios de cisalhamento direto fornecem ângulos de atrito maiores que os ensaios triaxiais. A autora atribui a razão de elevada diferença entre os valores obtidos aos diferentes arranjos das partículas nos métodos de moldagem adotados, além do nível de tensões impostas.

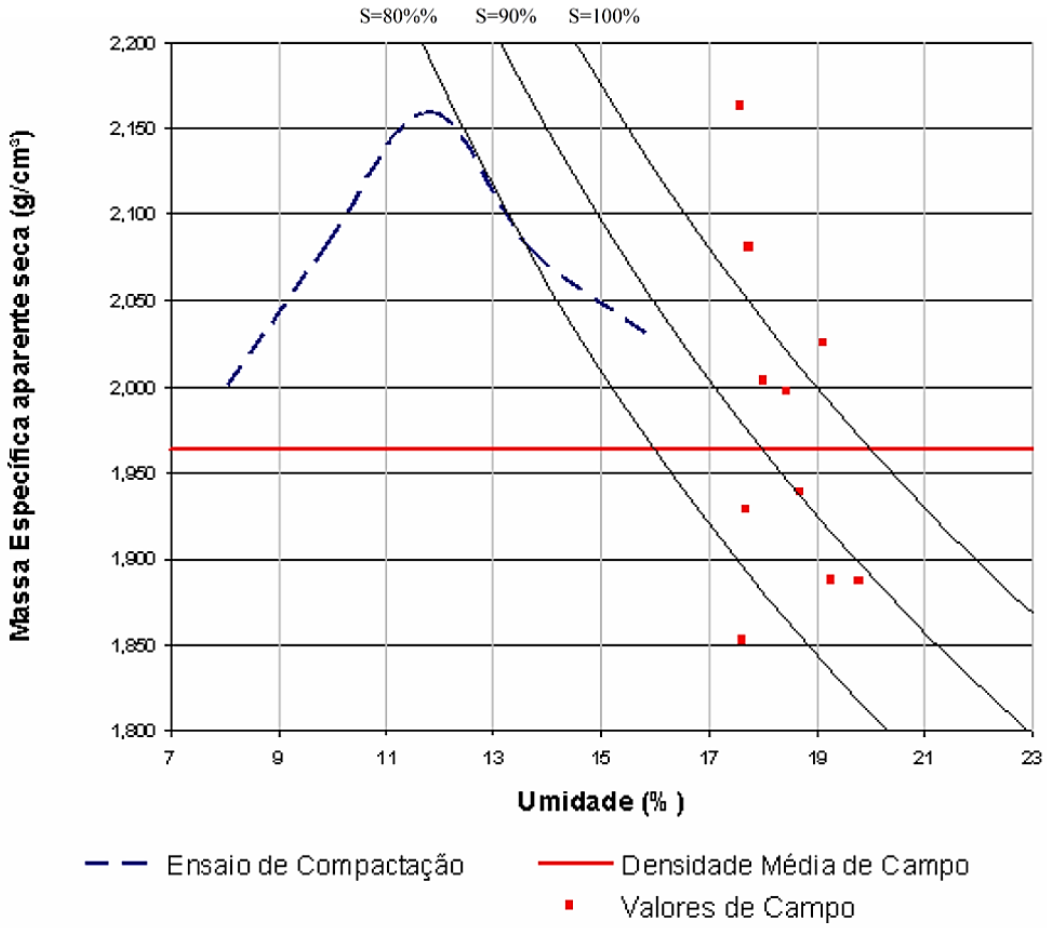



Figura 49 – Curva de compactação e densidades obtidas em Campo (Fonte: Motta, 2008).

De forma geral, podem-se notar as seguintes conclusões:

- Existe uma tendência de estabilização no valor do ângulo de atrito à medida que o teor de ferro aumenta;
- Existe uma tendência de ganho de ângulo de atrito com o decréscimo da porosidade, ou índice de vazios;



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

- Para porosidades mais elevadas há maior variação do ângulo de atrito de pico com a variação do teor de ferro. Para materiais mais densos, há tendência de estabilização (Hernandes, 2002);
- O efeito do teor de ferro na resposta da resistência e da permeabilidade do material tende a diminuir à medida que o índice de vazios reduz;
- O comportamento do rejeito fofo para o denso é nitidamente distinto, principalmente para baixos valores de índice de vazio ou porosidade (Espósito, 2000; Presotti, 2002; Hernandez, 2002 e Russo, 2007);
- Não existe diferença significativa para o ângulo de atrito obtido via ensaio de cisalhamento direto ou triaxial CD. Eventuais divergências podem ser atribuídas às condições de moldagem do corpo de prova. (Espósito, 2000; Motta, 2008 e Russo, 2007);
- Para elevadas compacidades, o rejeito tenderá a ter um comportamento residual em termos de resistência (Espósito, 2000 e Russo, 2007);
- A compacidade exerce influência muito maior que o teor de ferro no comportamento do rejeito em termos de resistência (Presotti, 2002; Hernandez, 2002 e Russo, 2007);
- A condutividade hidráulica do rejeito tende a estabilizar para elevados teores de ferro, independente da compacidade inicial que a amostra se encontra (Espósito, 1995 e Santos, 2004).

## VII.6 - Métodos de alteamento de barragens de contenção de rejeitos

As barragens de contenção de rejeitos são estruturas construídas ao longo do tempo visando à diluição dos custos no processo de extração mineral, através de alteamentos sucessivos. Assim, um dique de partida é construído inicialmente e a barragem passa por alteamentos ao longo de sua vida útil, podendo ser construídos com material compactado proveniente de áreas de empréstimo, ou com o próprio rejeito, através de três métodos: montante, jusante ou linha de centro, conforme apresentando na Figura 50.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

O método de montante de construção de barragens é antigo, simples e econômico. A etapa inicial na execução deste tipo de barragem consiste na construção de um dique de partida, normalmente de material sílico-argiloso ou enrocamento compactado. Após realizada esta etapa, o rejeito é lançado por canhões em direção a montante da linha de simetria do dique, formando assim a praia de deposição, que se tornará a fundação e eventualmente fornecerá material de construção para o próximo alteamento. Este processo continua sucessivamente até que a cota final prevista em projeto seja atingida (Araújo, 2006).

De acordo com Troncoso (1997), o método de montante para alteamento de barragens de rejeito é o mais econômico em curto prazo, pois permite obter a menor relação entre volumes de areia / lama. Embora seja o mais utilizado pela maioria das mineradoras, o método de montante apresenta uma maior dificuldade de controle construtivo, tornando-se crítico principalmente em relação à segurança. O agravante neste caso está ligado ao fato dos alteamentos serem realizados sobre materiais previamente depositados e não consolidados. Assim, sob condição saturada e estado de compacidade fofo, estes rejeitos (granulares) tendem a apresentar baixa resistência ao cisalhamento e susceptibilidade à liquefação por carregamentos dinâmicos ou estáticos (Araújo, 2006). Nesse método construtivo ainda existe uma dificuldade na implantação de um sistema interno de drenagem eficiente para controlar o nível d'água dentro da barragem, constituindo um problema adicional com reflexos na estabilidade da estrutura.

Já no método de jusante, a etapa inicial consiste na construção de um dique de partida, normalmente de solo ou enrocamento compactado, em que os alteamentos subsequentes são realizados para jusante do dique de partida. Este processo continua sucessivamente até que a cota final prevista em projeto seja atingida.

De acordo com Klohn (1981), as vantagens envolvidas no processo de alteamento para jusante consistem no controle do lançamento e da compactação, de acordo com técnicas convencionais de construção. Nenhuma parte ou alteamento da barragem é construída sobre o rejeito previamente depositado, além disso, os sistemas de drenagem interna podem ser instalados durante a construção da barragem e prolongados durante seu alteamento, permitindo o controle da linha de saturação na estrutura da barragem e aumentando sua estabilidade.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

A barragem também pode ser projetada e construída apresentando a resistência necessária ou requerida, inclusive resistir a qualquer tipo de forças sísmicas, desde que projetadas para tal, já que há a possibilidade de atendimento integral das especificações de projeto. Entretanto, barragens alteadas pelo método de jusante necessitam de maiores volumes de material para construção, apresentando maiores custos associados ao processo de ciclonagem ou ao empréstimo de material. Além disto, com este método, a área ocupada pelo sistema de contenção de rejeitos é muito maior, devido ao progresso da estrutura para jusante em função do acréscimo da altura (Araújo, 2006).

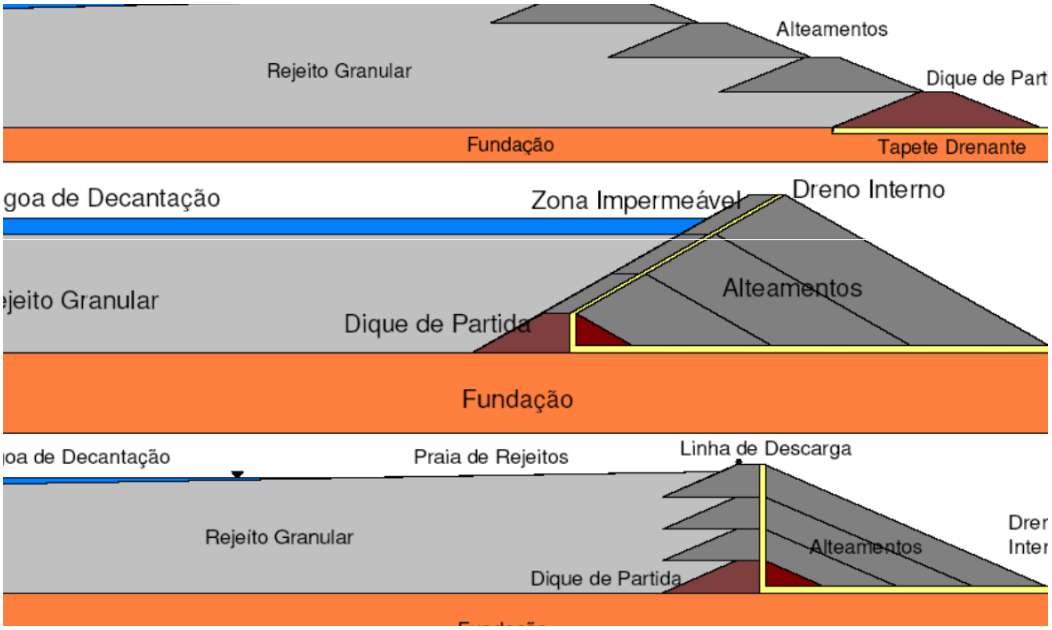



Figura 50 – Métodos Construtivos de Barragens de Contenção de Rejeitos. De cima para baixo, respectivamente, método de: montante, jusante e linha de centro (Assis e Espósito, 1995).

Barragens alteadas pelo método de linha de centro apresentam uma solução intermediária entre os dois métodos citados anteriormente, apresentando vantagens dos dois métodos anteriores, tentando minimizar suas desvantagens. Na Figura 51 são apresentadas as vantagens e desvantagens de cada método construtivo, segundo Soares, 1998.

Na Figura 52 são apresentadas as principais características das barragens de contenção de rejeitos em função dos métodos construtivos, sob aspectos referentes ao tipo de rejeito recomendado, armazenamento de água, resistência sísmica, restrições e requisitos de alteamento e, por fim, o custo da construção do corpo de aterro (dique de partida).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

| | Método da Linha de Montante | Método da Linha de Jusante | Método da Linha de Centro |
|---|---|---|---|
| Características Gerais | Método mais antigo e empregado na atualidade.<br><br>Lançamento a partir da crista por *spigots* (as frações grossas se depositam junto ao corpo da barragem).<br><br>Também podem ser usados hidrociclones. | Construção de dique inicial impermeável e barragem de pé.<br><br>Separação dos rejeitos na crista do dique por meio de hidrociclones.<br><br>Barragem com dreno interno e impermeabilização a montante. | Variação do método de jusante.<br><br>Uso de ciclone. |
| Vantagens | Menor custo<br><br>Maior velocidade de alteamento. | Maior segurança<br><br>Compactação de todo o corpo da barragem. | Variação do volume de *undreflow* em relação ao método de jusante. |
| Desvantagens | Maior probabilidade de instabilidade devido à presença de finos junto ao corpo de barragem.<br><br>Baixa compacidade do material; possibilidade de liquefação e pipping. | Necessidade de grandes quantidades de underflow (problemas nas 1$^{as}$ etapas).<br><br>Deslocamento do talude de jusantes (proteção superficial só no final da construção). | Poderá ser necessário estender os trabalhos de compactação a montante do eixo da barragem. |

Figura 51 – Vantagens e desvantagens dos métodos de Construção (Soares, 1998).

| | Método da Linha de Montante | Método da Linha de Jusante | Método da Linha de Centro |
|---|---|---|---|
| **Tipos de rejeito recomendado** | Mais de 40% de areia.<br>Baixa densidade de polpa para promover segregação | Qualquer tipo | Areia ou lama de baixa plasticidade |
| **Armazenamento de água** | Não recomendado para grandes volumes | Boa | Não recomendado para armazenamento permanente |
| **Resistência sísmica** | Pobre em áreas de alta sismicidade | Boa | Aceitável |
| **Restrições de Alteamento** | Recomendável menos de 5 a 10 m/ano | Nenhuma | Pouca |
| **Requisitos de alteamento** | Solo natural Rejeitos ou estéreis | Rejeitos ou estéreis | Rejeitos ou estéril |
| **Custos relativos ao corpo do aterro** | Baixo (Vm*) | Alto (3Vm) | Moderado (2Vm) |

Vm* = volume da barragem alteada pelo método de montante

Figura 52 – Características das barragens em função dos métodos construtivos (Soares, 1998).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Por ocasião do enchimento dos reservatórios, o lançamento dos rejeitos poderá ser por meio de um único ponto, como mostrado na Figura 53(A), devendo as tubulações de transporte (rejeitodutos) serem desconectadas e relocadas intermitentemente para descarga da polpa, com vistas à formação sequencial de depósitos adjacentes. A Figura 53(B) retrata o mesmo princípio, mas o controle do lançamento da polpa é através da implantação de válvulas individuais (*spigots*) ao longo da tubulação. Neste contexto, Austrália (1995) propõe para casos onde os rejeitos possuem grande quantidade de sedimentos finos a fixação de um *spray* defloculante junto aos *spigots*, condição que poderá garantir a uniformidade da praia da barragem em grandes áreas de deposição. A deposição por meio de *spigots* permite um melhor processo de secagem ou dissecação do rejeito, produzindo alta densidade seca, baixa compressibilidade e maior resistência.

Porém, o não controle explícito das variáveis que definem a energia de deposição faz com que se forme uma praia muito heterogênea e anisotrópica (Ribeiro, 2000, e Cavalcante, 2000). O controle da deposição dos aterros hidráulicos envolve parâmetros tais como velocidade de descarga, concentração da polpa, espaçamento, posição e números de canhões e detalhes do procedimento de construção (Ribeiro, 2000, *apud* Cavalcante, 2004). A qualidade de um aterro alteado hidraulicamente depende em grande parte do correto lançamento da hidromistura no corpo do mesmo. Se os processos executivos forem inadequadamente utilizados, o aterro resultante poderá apresentar propriedades geomecânicas de menor qualidade do que as estimadas (Cavalcante,2004).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

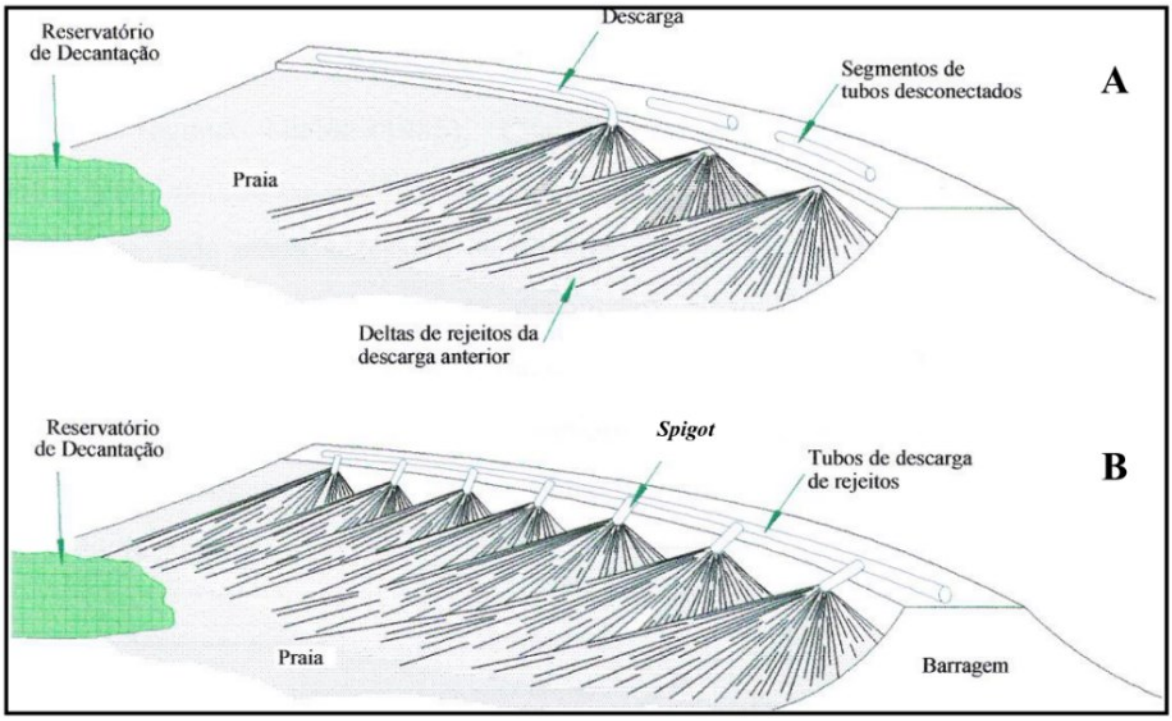



Figura 53 – Lançamento e deposição de rejeitos de mineração (Espósito, 1995, modificada).

**VII.7 - Riscos potenciais que influenciam na estabilidade das barragens de rejeitos**

Vanden Berghe *et al*. (2011) classificaram os riscos potenciais que influenciam a estabilidade de uma barragem de contenção de rejeitos, os quais são descritos a seguir.

- As barragens de rejeitos são construídas lentamente. Isto faz com que essas estruturas experimentem carregamentos para os quais nunca foram testadas (mesmo de pequenas magnitudes), aumentando o risco de ruptura na medida em que a barragem está sendo alteada (levando em conta a não linearidade da envoltória de Mohr-Coulomb). O oposto acontece para as barragens de contenção de água, que são construídas em períodos curtos e testadas para carregamentos extremos no final da construção;
- Como a duração da construção de uma barragem de rejeitos é longa pode-se perder o conhecimento e as experiências dos profissionais envolvidos em sua construção. O projeto original e a história da barragem não são devidamente documentados;
- O projeto é muitas vezes modificado durante a vida útil da barragem, resultando em uma altura final acima do esperado;



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

- Durante a operação da barragem os riscos geotécnicos tendem a ser subestimados e não considerados como parte do processo industrial;
- Rejeitos não são solos naturais e podem apresentar comportamento não esperado, afetando a performance da barragem, principalmente quando ocorrem reações químicas não esperadas;
- Os níveis de água em uma barragem de rejeitos são geralmente altos e a eficiência da drenagem interna pode reduzir com o passar do tempo, por diversos motivos;
- Ineficiência no monitoramento destas estruturas;
- Quaisquer estruturas de disposição estão suscetíveis a eventos extremos da natureza, tais como terremotos, falhas geológicas e chuvas intensas (denominados pelo autor como "geologia externa").

Em todas as fases da vida útil de uma barragem estará presente o risco da ocorrência de falhas, mesmo quando as devidas medidas mitigadoras são adotadas. Nesse contexto as atividades de gestão de risco compreenderão a utilização de resultados de análises de risco de forma a prover os recursos necessários à garantia da segurança da barragem, conforme estabelecido na Lei Federal nº 12.334 (Brasil, 2010).

Para Franco (2008), o estudo do risco atribuído e a análise das consequências resultantes de uma ruptura, em qualquer tipo de barragem, são pressupostos básicos na discussão sobre gerenciamento de risco.

Segundo Colle (2008), a gestão de risco é definida como o processo de decisão que utiliza resultados da análise de risco de forma a determinar as ações necessárias. De acordo com o autor, o processo de gerenciamento de risco envolve a implantação da avaliação de risco, do plano de gerenciamento de risco e do plano de contingência. O plano de gerenciamento de risco serviria para reduzir os riscos envolvidos desde a etapa de projeto e o plano de contingência se prestaria a facilitar as tomadas de decisões em cenários de ruptura.

O termo "risco" é adotado por vários autores relacionados à literatura técnica de obras geotécnicas como sendo o produto entre a probabilidade de ocorrência de falha pela grandeza de suas consequências (Baptista, 2008; Perini, 2009; Colle, 2008; Petronilho, 2010).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

A gestão de riscos, por sua vez, pode ser definida "como o desenvolvimento integrado das atividades de análise de riscos, da avaliação de riscos, da decisão sobre a sua aceitabilidade, mitigação, prevenção, detecção, planejamento de emergência, revisão e comunicação" (Baptista, 2008). A gestão de risco é, portanto, um conjunto de atividades que deve associar as diversas disciplinas, incluindo aquelas relacionadas às áreas políticas, sociais, ambientais e financeiras. Essa multidisciplinaridade deve ser bem consolidada para os processos de tomada de decisão.

## VII.8 – Fenômenos da Liquefação do Solo

### *VII.8.1 - Conceitos Básicos*

A liquefação é um fenômeno típico de solos granulares no estado saturado, que acontece quando as poropressões se elevam de maneira considerável devido a um carregamento ou esforço solicitante qualquer, de modo que o material passa a se comportar como um líquido denso.

A explicação para liquefação se deve ao fato de que a resistência do solo não coesivo é proporcional à tensão efetiva, que, em solos granulares, é devida basicamente à tensão de contato entre os grãos. Assim, pelo princípio das tensões efetivas, o aumento da poropressão diminui a resistência do solo, podendo levá-lo a um estado extremo de se comportar como um fluido viscoso.

A poropressão ($u$) medida em uma massa de solo submetida a um carregamento é a combinação da poropressão inicial do local ($u_o$) com a induzida pelo carregamento ($\Delta u$). Pelo princípio das tensões efetivas a liquefação total acontece quando a poropressão no meio se iguala à tensão total ($\sigma$) (Seed & Lee, 1966).

A elevação das poropressões em um solo devido a um carregamento é consequência do aumento nas tensões totais normais e/ou das tensões cisalhantes em uma condição não drenada. A primeira é típica de fenômenos de subsidência e adensamento



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

relacionados com recalques, e a segunda, se associa a problemas práticos de estabilidade de taludes.

A Figura 54 ilustra as diversas formas de desenvolvimento de poropressões em um depósito de rejeitos.

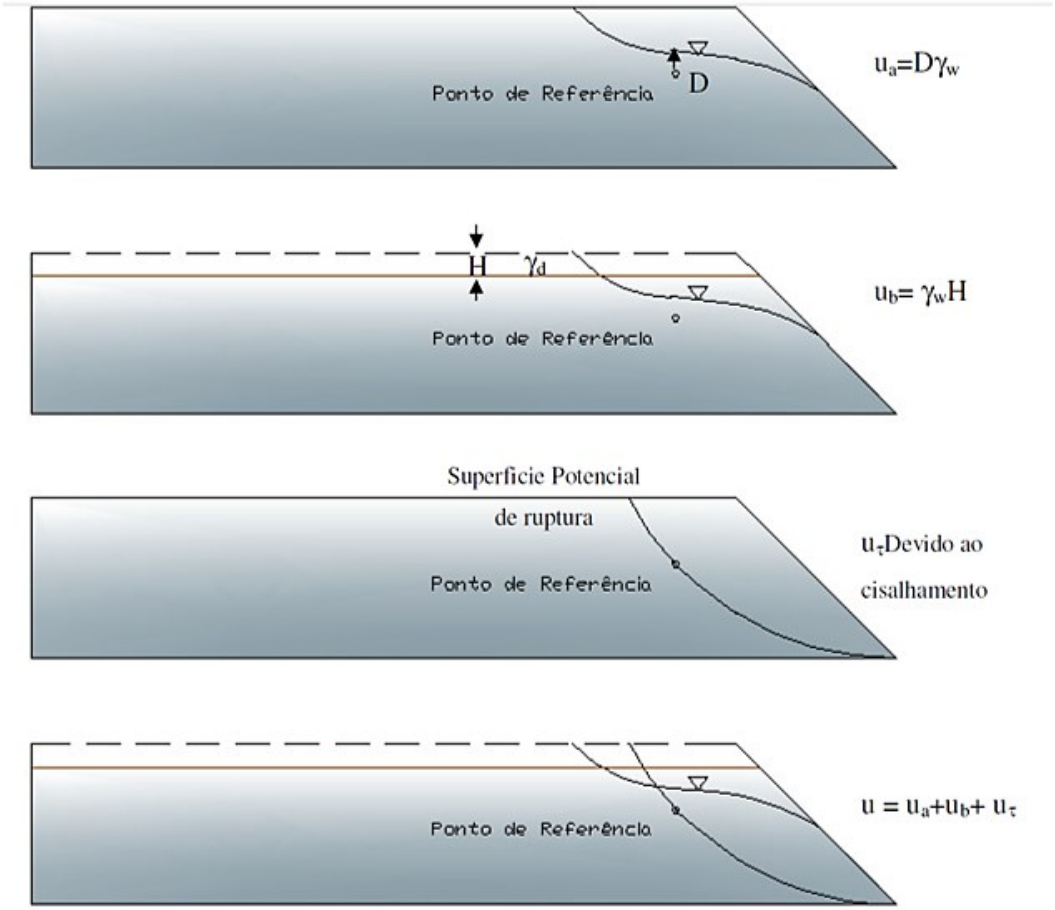



Figura 54 – Diversas causas de poropressão num depósito de rejeito. a) Poropressão inicial estática devido à percolação; b) Excesso de poropressão inicial devido a um carregamento rápido e uniforme; c) Poropressão devido ao cisalhamento; d) Efeito combinado das condições de poropressões (modificado, Vick, 1983).

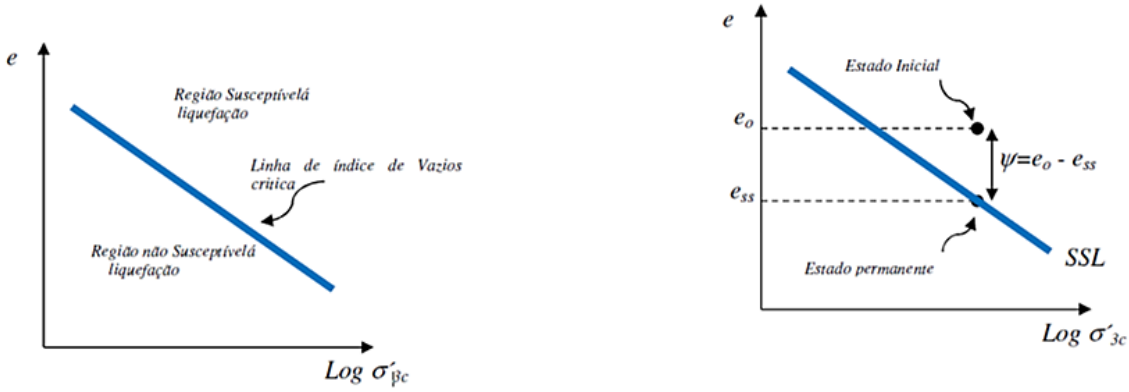
A tendência do solo em contrair ou dilatar quando cisalhado explica as mudanças na poropressão em uma situação não drenada (aumento, diminuição, redistribuição ou dissipação). No caso de solos granulares saturados e no estado fofo, o cisalhamento produz um aumento das poropressões em uma condição não drenada devido a sua tendência à contração. Esta tem sido a causa mais comum de liquefação em depósitos de rejeitos granulares. De um



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

modo geral, os termos liquefação e ruptura por liquefação englobam todos os fenômenos envolvendo excessivas deformações de solos de baixa densidade e saturados (NRC 1985).

Alguns estudos pioneiros sobre o tema liquefação se baseiam na questão do índice de vazios do material. Casagrande (1936) introduziu o conceito de índice de vazio crítico e mostrou que este apresenta relação com as tensões de confinamento (linha de índice de vazios crítico), estabelecendo regiões contráteis e dilatantes, ou seja, susceptíveis e não susceptíveis à liquefação, com base no espaço índice de vazios *versus* logaritmo da tensão confinante efetiva, conforme mostrado na Figura 55.




(a) (b)

Figura 55 – a) Linha de índice de vazios crítico (Casagrande, 1936); b) Definição do parâmetro de estado (Been e Jefferies, 1985).

*VII.8.2 - Condições de Drenagem (Neto, 2009)*

Para que a liquefação ocorra, o solo não precisa estar inteiramente saturado e sim com um grau de saturação suficiente para que a contração resulte em expulsão de água ao invés de ar (Aubertin *et al.*, 2003). Yoshimi *et al.* (1989), citados em Martin (1999), apresentaram dados de ensaios de laboratório em que a liquefação ocorreu em materiais com grau de saturação de aproximadamente 80%.

As condições que determinam se o carregamento de um dado solo, com alto grau de saturação, será drenado ou não drenado são o coeficiente de permeabilidade do solo e a velocidade do carregamento.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Uma condição drenada ocorre quando a velocidade do carregamento é suficientemente baixa para que o solo, de acordo com o seu coeficiente de permeabilidade, consiga dissipar rapidamente todo o excesso de poropressão gerado pelo carregamento. Por outro lado, quando a combinação entre a taxa de carregamento e o coeficiente de permeabilidade resulta na não dissipação rápida dos excessos de poropressão, diz-se que a condição é não drenada.

De acordo com Yamamuro & Lade (1998), um aumento da taxa de carregamento além do limite necessário para garantir a condição não drenada resulta em um acréscimo na resistência do solo. A explicação é que quanto mais rápido os grãos do solo são cisalhados uns pelos outros, menor é a oportunidade para que estes grãos se rearranjem em uma condição mais compacta.

*VII.8.3 - Critérios de Suscetibilidade à Liquefação*

Há muitos critérios publicados na literatura para avaliação da suscetibilidade de liquefação de areias (Kramer, 1996). Alguns deles serão apresentados nos itens subsequentes.

VII.8.3.1 - Critério Geológico

Os processos geológicos que formam e transportam partículas relativamente uniformes, produzem *depósitos de solo de baixa densidade relativa e altamente suscetíveis à liquefação.* Consequentemente, depósitos fluviais e eólicos, quando saturados, podem sofrer liquefação por carregamentos estático ou cíclico. A suscetibilidade em depósitos antigos é geralmente menor do que em depósitos mais recentes. Assim, solos do período Pleistoceno são menos suscetíveis à liquefação do que solos do período Holoceno. Como a liquefação ocorre somente em solos saturados, quanto mais profundo for o nível de água subterrâneo, menor a suscetibilidade à liquefação. A ocorrência de liquefação é geralmente observada em maciços onde o nível d'água situa-se poucos metros abaixo da superfície. Depósitos formados pela ação do homem merecem também atenção especial, pois quando pouco compactados (por exemplo, barragens de rejeito, aterros hidráulicos), são bastante suscetíveis à liquefação.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

VII.8.3.2 – Critério de Composição de Material

Por muitos anos acreditou-se que a liquefação estava restrita a depósitos de areia. Solos de granulometria mais fina foram considerados incapazes de gerar altos valores de poropressão, comumente associados com a liquefação, enquanto que solos de granulometria mais grossa foram, por sua vez, considerados muito permeáveis para manter acréscimos de poropressão por um tempo suficiente para o processo de liquefação se desenvolver.

A suscetibilidade à liquefação é também influenciada pela distribuição granulométrica. Solos bem graduados são geralmente menos suscetíveis porque o preenchimento dos vazios pelas partículas menores resulta em uma menor variação volumétrica, sob condição drenada, e em menores valores de poropressão, na condição não drenada. Evidências de campo indicam que a maioria dos casos de ruptura por liquefação aconteceu em depósitos de solo com granulometria uniforme (Been Jefferies, 2002). A Figura 56 ilustra as faixas granulométricas suscetíveis à liquefação.

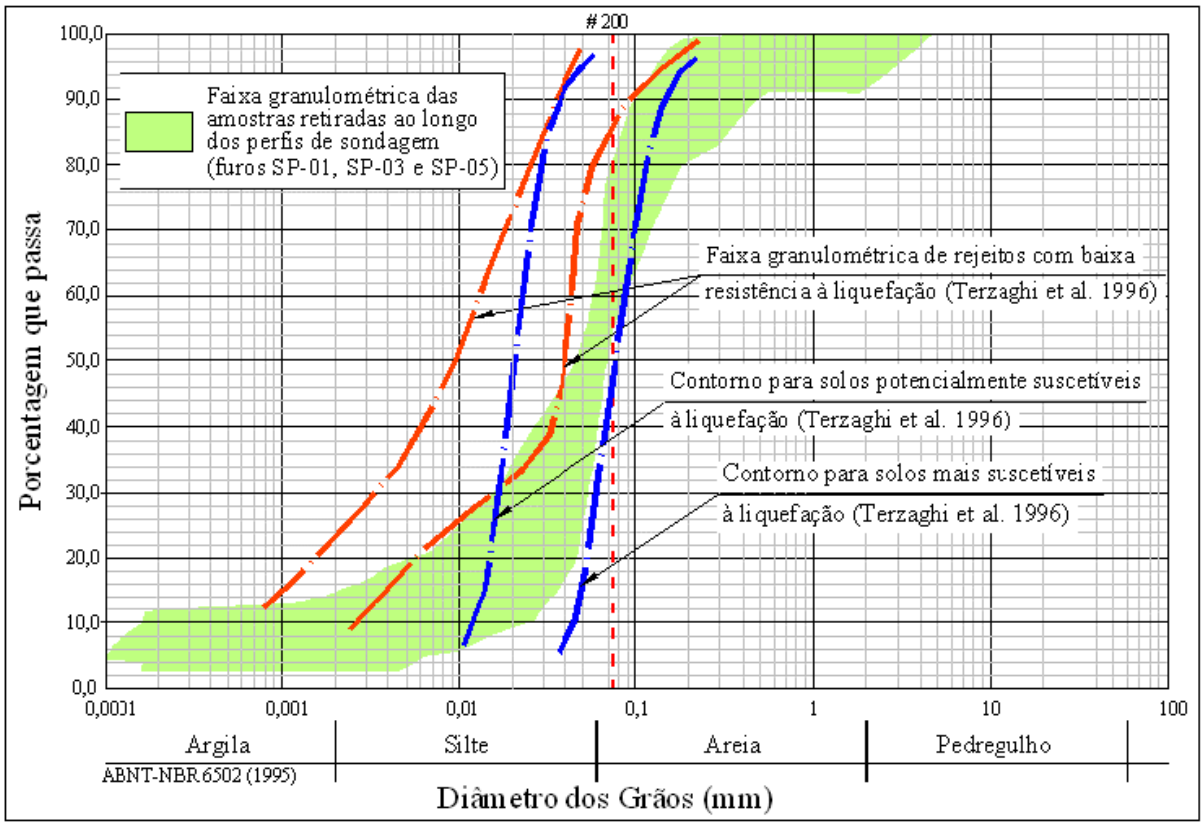



Figura 56 – Faixas granulométricas suscetíveis à liquefação (Neto, 2009).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

A forma da partícula pode igualmente influenciar a suscetibilidade à liquefação. Solos com partículas arredondadas tendem a tornarem-se menos densos com maior facilidade do que aqueles formados por grãos angulares, logo apresentando uma maior suscetibilidade. Depósitos com partículas arredondadas ocorrem geralmente em ambientes de deposição fluvial e aluvionar, onde areias saturadas fofas são frequentemente encontradas, formando áreas de alto potencial de liquefação.

VII.8.3.3 – Critérios de Estado

Mesmo que um solo satisfaça a todos os critérios de suscetibilidade anteriormente citados, a liquefação pode não se desenvolver. A suscetibilidade à liquefação depende ainda fortemente de um critério de estado, dependente da densidade relativa e das tensões iniciais. Historicamente, os seguintes critérios de estado foram apresentados na literatura:

VII.8.3.3.1 – Critério do índice de vazios crítico.

Casagrande (1936) executando ensaios triaxiais drenados (deformação controlada) em amostras de areia fofa e densa verificou experimentalmente que, sob uma mesma tensão efetiva, a densidade relativa do solo se aproximava de um valor constante à medida que as amostras eram cisalhadas sob grandes deformações. O índice de vazios correspondente a este estado final de volume constante foi denominado *índice de vazios crítico.* Com a execução de ensaios adicionais sob diferentes tensões de confinamento, Casagrande (1936) constatou também que o índice de vazios crítico podia ser unicamente relacionado com as tensões de confinamento através da linha de índice de vazios crítico. Ainda que equipamentos necessários para medição de poropressão não estivessem disponíveis à época (1936), Casagrande sugeriu que a linha de índice de vazios crítico também poderia ser interpretada como uma fronteira entre regiões de desenvolvimento de excessos de poropressão positiva (contração de volume, solos fofos) e de poropressão negativa (expansão de volume, solos densos).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Admitindo-se então que a linha de índice de vazios crítico delimita uma fronteira entre comportamentos de contração e expansão de volume, esta foi também considerada como um critério de suscetibilidade de liquefação. Solos saturados com índices de vazios altos o suficiente para serem localizados acima desta linha eram considerados suscetíveis à liquefação, enquanto que os situados abaixo dela eram classificados como não suscetíveis.

Todavia, quando a barragem de Fort Peck (Montana, EUA) sofreu processo de ruptura por liquefação estática no talude de montante durante sua construção, em 1938, uma investigação posterior mostrou que o estado inicial do solo se situava abaixo da linha de índice de vazios crítico, devendo, como na época o tinha sido, ser considerado não suscetível à liquefação (Middlebrooks, 1942). Casagrande atribuiu esta discrepância à inabilidade dos ensaios triaxiais drenados sob deformação controlada em representar adequadamente todos os aspectos que influenciam o comportamento do solo sob as condições reais não drenadas de tensão controlada que ocorrem na liquefação em campo.

VII.8.3.3.2 – Critério do estado de deformação.

Castro (1969) executou um programa de ensaios triaxiais de tensão controlada, não drenados, estáticos e cíclicos, em amostras de areia consolidadas isotrópica e anisotropicamente. Três diferentes tipos de curvas tensão-deformação para amostras consolidadas anisotropicamente estão representadas na Figura 57. Solos fofos (amostra *A*) tipicamente exibiram um pico de resistência não drenada para baixos níveis de deformação, colapsando rapidamente para fluir sob pequenos valores de tensão de confinamento e de tensão de desvio $\boldsymbol{q}$. Solos densos (amostra *B*) apresentaram inicialmente contração de volume, seguido por expansão volumétrica mesmo sob tensões de confinamento relativamente altas, atingindo consideráveis valores de resistência ao cisalhamento. Para as amostras com densidade relativa intermediária (amostra *C*), o pico de resistência no início do ensaio foi seguido por uma região de amolecimento intermediária que terminou a partir do momento em que a variação de volume foi novamente de expansão, caracterizando o chamado ponto de transformação de fase (Ishihara, 1975). Com acréscimos de carregamento subsequentes o solo da amostra C continuou a apresentar dilatação de volume sob altas tensões de confinamento, bem como altos valores de



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

resistência ao cisalhamento. O tipo de comportamento da amostra *C* foi denominado de *liquefação limitada*.

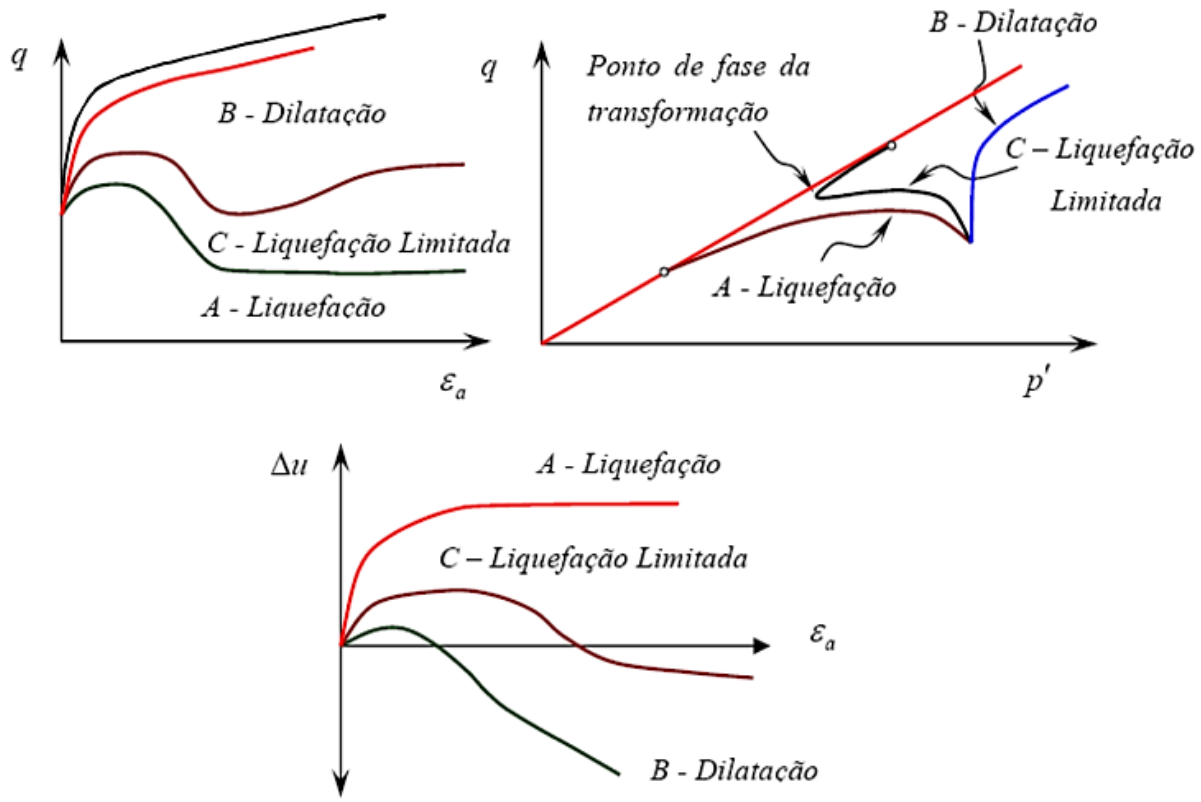



Figura 57 – Comportamento típico de ensaios triaxiais não drenados realizados por Castro (1969).

O programa de ensaios de Castro (1969) mostrou existir uma relação única entre índice de vazios e tensão confinante sob grandes deformações que, graficamente, é plotada paralelamente, mas abaixo da linha de índice de vazios crítico de Casagrande (1936) obtida com ensaios triaxiais drenados de deformação controlada. O estado no qual o solo flui continuamente sob tensão cisalhante constante, volume constante e velocidade constante foi então definido como linha de estado permanente (Castro e Poulos, 1977; Poulos, 1981).

Mais recentemente, tem-se comprovado que a linha de estado permanente não é unicamente definida pela densidade relativa do solo, sendo diferente para trajetórias de tensão de compressão e de extensão, particularmente se a estrutura do material for marcadamente anisotrópica (Vaid *et al*., 1990; Reimer e Seed, 1992; Vaid e Thomas, 1995). Recomenda-se, portanto, que o ambiente do depósito e a situação de carregamento sejam representados o mais



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

próximo da realidade quanto possível na investigação das condições de estado permanente em ensaios de laboratório.

De maneira geral, a linha de estado permanente (*SSL* – S*teady State Line*) pode ser visualizada como uma curva no espaço tridimensional **e −σ′- *t.e*** (ou ***e* − *p′*− *q***) ou projetada em planos de ***σ′*** ou ***e*** constante (Figura 58).

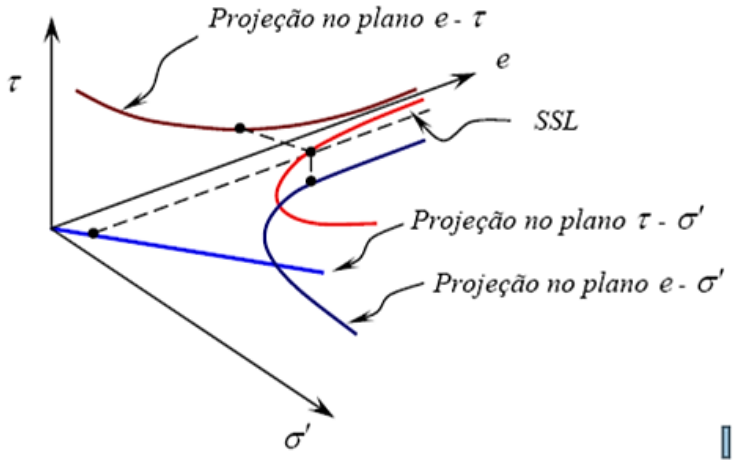



Figura 58 – Linha de estado permanente em representação tridimensional (Kramer, 1996).

Adicionalmente, como a resistência não drenada $S_u$ é proporcional à tensão efetiva de confinamento na condição permanente, uma linha *SSL* baseada em resistência não drenada do solo apresenta-se paralela à linha *SSL* baseada em tensão confinante efetiva, quando ambas são plotadas em escala logarítmica (Figura 59).

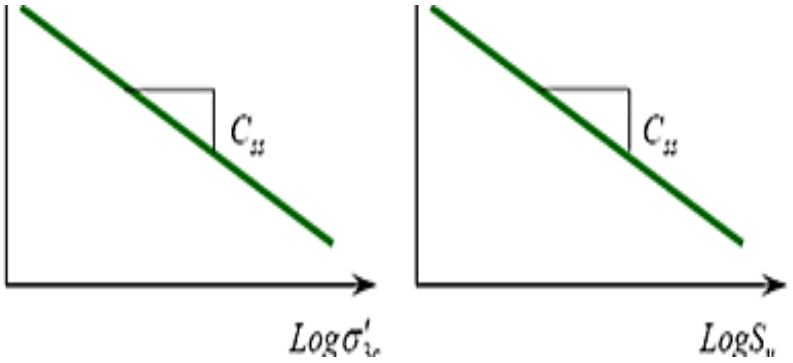



Figura 59 – Proporcionalidade entre a linha SSL baseada em resistência não drenada $S_u$ e a SSL baseada em tensão efetiva de confinamento (em escala logarítmica).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

A linha *SSL* é útil para identificação das condições sob as quais um solo pode ser suscetível ao fluxo por liquefação (Figura 60). Um solo cujo estado é plotado abaixo da linha *SSL* não é considerado suscetível à liquefação, enquanto que para um solo representado acima de *SSL* a liquefação poderá ocorrer se as tensões cisalhantes necessárias para equilíbrio estático da massa de solo forem maiores do que a resistência ao cisalhamento residual (estado permanente). Como a linha *SSL* pode ser usada também para avaliar a resistência ao cisalhamento não drenado do solo liquefeito, então também seria possível empregá-la para uma estimativa dos potenciais efeitos do fenômeno da liquefação.

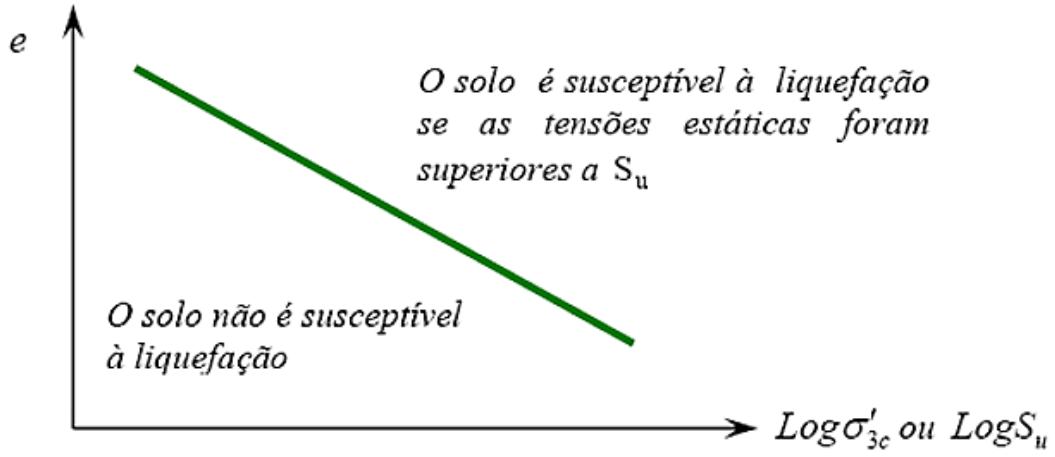



Figura 60 – Estimativa de susceptibilidade de liquefação pela linha de estado permanente (Kramer, 1996).

**b.1) Parâmetro de estado** – densidade relativa ou índice de vazios tem aplicabilidade limitada quando se pretende estimar a suscetibilidade de liquefação de solos, como bem ilustra a linha *SSL*. Um elemento de solo com um dado índice de vazios (i.e. com determinada densidade relativa) pode ser suscetível à liquefação sob altas tensões confinantes, mas não suscetível caso estas sejam baixas.

Been e Jefferies (1985) introduziram o conceito de parâmetro de estado, onde $e_{ss}$ é o índice de vazios na linha de estado permanente sob a tensão efetiva confinante de interesse (Figura 61). Quando $\psi$ é positivo, o solo exibe comportamento contrativo e pode ser suscetível à liquefação, enquanto que para valores negativos de $\psi$ a variação volumétrica é negativa (dilatação) e o solo não é considerado suscetível ao fluxo por liquefação. A possibilidade de



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

determinar o valor do parâmetro de estado $\psi$ pela execução de ensaios *in situ* tem grande apelo prático, mas a precisão de sua determinação depende da precisão com que a posição da linha *SSL* pode ser obtida.

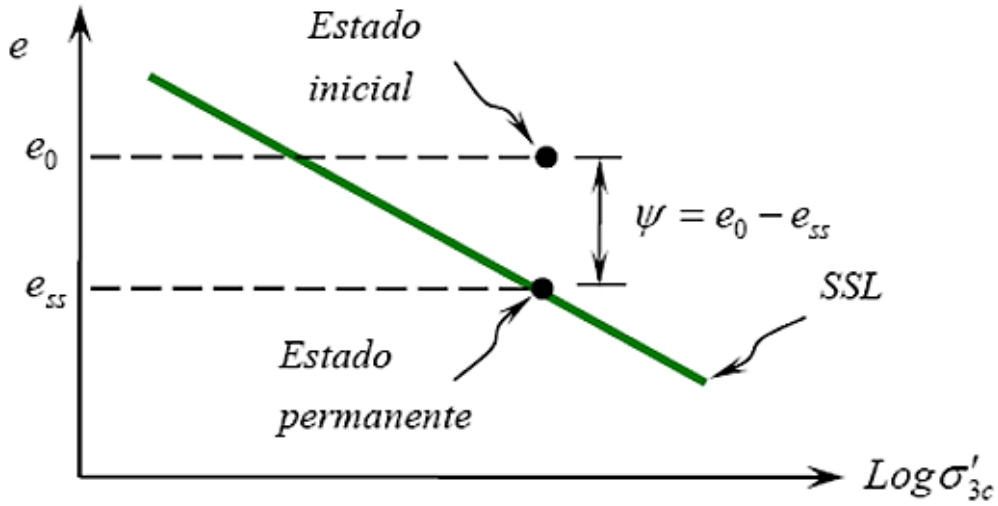



Figura 61 – Definição do parâmetro de estado $\Psi$.

VII.8.3.3.3 – Estado de deformação quase permanente "Quasi-Steady State"

Dependendo das condições iniciais de ensaio (índice de vazios do corpo de prova e tensão efetiva confinante inicial), os resultados dos ensaios triaxiais não drenados de tensão controlada podem apresentar queda temporária de resistência com posterior aumento da tensão desviadora mobilizada. A tensão mínima mobilizada - ponto X' na relação $\sigma_d$ ***vs.*** $\varepsilon_a$ e ponto X na trajetória de tensão da Figura 62, foi denominada por Ishihara *et al*. (1975), Alarcon-Gusman e Leonards (1988) e Gusman *et al*. (1991) como estado de mudança de fase (PT – *phase transformation*). Os pontos Y' e Y desta mesma figura representam o estado de deformação permanente. Fisicamente, o ponto de mudança de fase corresponde ao momento que o solo deixa de contrair e passa ao comportamento dilatante. Este comportamento foi observado por diversos pesquisadores (e.g. Castro, 1975; Konrad, 1990 e Georgiannou *et al*., 1991) e tem sido denominado de fluxo com deformação restringida ou estado de deformação quase-permanente (*Quasi-Steady State* – QSS).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

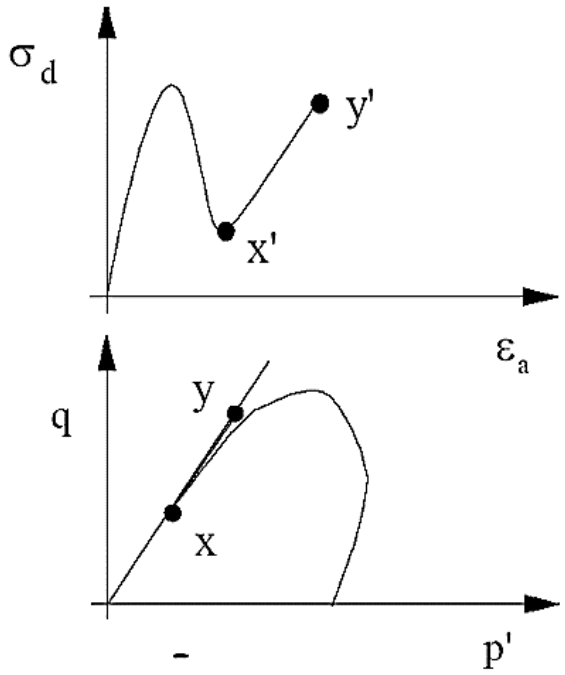



Figura 62 – Estado de Mudança de Fase.

Ao contrário do estado de deformação permanente, os resultados dos ensaios apresentados por Castro (1975) indicam que a queda temporária da resistência depende do índice de vazios e da tensão confinante efetiva inicial, e somente ocorreria em corpos de prova fofos submetidos a tensões efetivas iniciais elevadas.

Analisando os resultados de um extenso programa experimental realizado com a areia de Toyora, Ishihara (1993) definiu mais duas fronteiras no espaço ***e-p'*****:** a IDL (*Initial Dividing Line*) que separa o espaço ***e-p'*** em duas regiões – acima desta observa-se a queda temporária de tensão desviadora mobilizada e abaixo, a relação $\sigma_d$ ***vs.*** $\varepsilon_a$ não apresenta este comportamento; e a segunda fronteira, definida como QSSL (*Quasi-Steady State Line*) que define o lugar geométrico dos pontos de resistência mínima. Nos ensaios em que se verifica um comportamento essencialmente contrativo a QSSL coincide com a SSL.

Verdugo *et al*. (1991) definiram a ILS (*Isotropic Line State*) que relaciona o índice de vazios no estado mais fofo possível para cada nível de tensão efetiva. A ILS é obtida através do adensamento isotrópico de um corpo de prova moldado no estado mais fofo possível.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Ao contrário de Casagrande (1975), que estabelece o potencial de liquefação baseado na relação das tensões efetivas confinantes iniciais e a grandes deformações, Verdugo *et al*. (1991) propõem o uso do que denominaram de Índice de Estado (Is), baseado na relação de índice de vazios para um determinado valor de tensão efetiva. Conforme citado por Ishihara (1993), este tipo de abordagem é mais adequado, pois este índice é mais sensível a pequenas variações de índice de vazios.

Este índice toma como referência o índice de vazios na QSSL e na linha denominada de ILS para a tensão confinante efetiva inicial. Segundo Verdugo *et al*. (1991), a ILS delimita o espaço ***e-p'*** no qual seria possível a existência de um corpo de prova, ou seja, acima destes limites não seria possível, na prática, ter-se uma relação ***e-p'.*** Este índice de estado é definido pela equação mostrada a seguir:

$$Is = (e_o - e_a) / (e_o - e_s)$$

onde: *Is* - índice de estado;
$e_o$ - índice de vazios na linha ILS;
$e_a$ - índice de vazios do corpo de prova;
$e_s$ - índice de vazios na linha QSSL.

Na Figura 63 é apresentada esquematicamente a definição do índice de estado apresentado na equação anterior. Adota-se como limites superiores a ILS e a linha horizontal que parte do eixo das ordenadas em $\boldsymbol{e_o}$ a partir da intersecção da QSSL com este mesmo eixo. Fisicamente o ponto $\boldsymbol{e_o}$ representa a condição extrema (*Quick Condition*) correspondente a depósitos arenosos. A interseção entre as duas fronteiras superiores define a tensão efetiva crítica ($\mathbf{p'_{cr}}$). Os ensaios realizados com tensões médias iniciais menores que $\mathbf{p'_{cr}}$ apresentam resistência mínima pós pico igual ou muito próxima de zero. Ainda nesta figura, é apresentada a definição do índice de estado para duas situações distintas: a primeira, para tensão efetiva inicial ($\mathbf{p'_1}$) menor que a $\mathbf{p'_{cr}}$ na qual o limite superior é sempre definido pela linha horizontal (ponto C), o índice de vazios $\boldsymbol{e_{s1}}$ no limite inferior, na QSSL (ponto B) e o índice de vazios após o adensamento do corpo de prova $\boldsymbol{e_{o1}}$; e a segunda, na qual a tensão efetiva inicial ($\mathbf{p'_2}$) é maior



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

que a **p'cr**. Neste caso, toma-se como limite superior a ILS e os índices de vazios correspondentes aos pontos A', B' e C'.

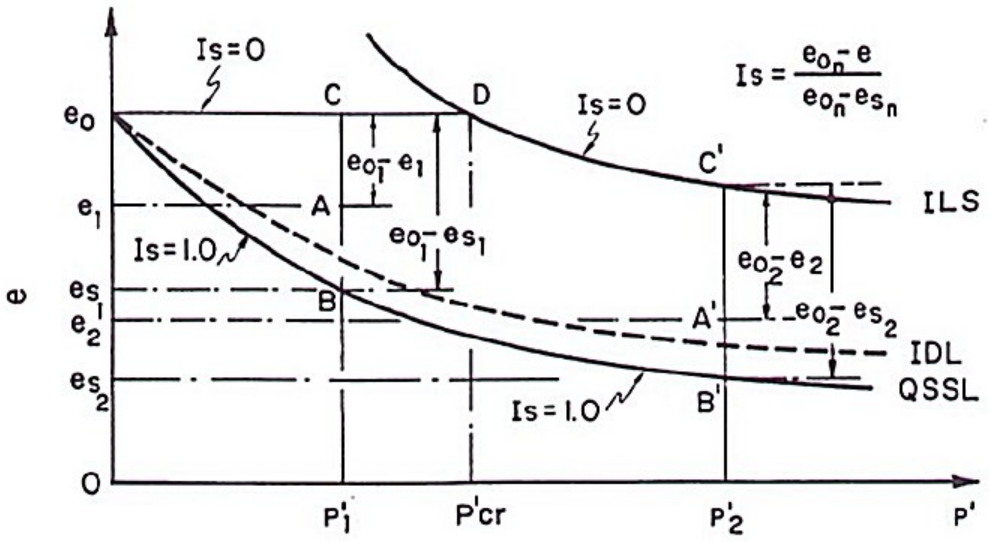



Figura 63 – Definição do Índice de Estado (Ishihara, 1993).

VII.8.3.3.4 – Superfície de Colapso

Sladen *et al*. (1985), analisando os resultados de ensaios com corpos de prova essencialmente contrativos, realizados segundo os procedimentos recomendados por Castro (1969), verificaram que as trajetórias de tensões efetivas obtidas com corpos de prova com mesmo índice de vazios, porém com diferentes tensões efetivas iniciais, convergem para uma resistência mínima (ponto *a* da Figura 64) no estado de deformação permanente, sugerindo que no espaço tridimensional ***e-q-p'*** define-se uma superfície, denominada de superfície de colapso (Figura 65).

Sladen *et al*. sugerem, então, que as análises de estabilidade dos depósitos arenosos devem ser realizadas considerando a superfície de colapso, pois a velocidade de deformação pós-pico demonstra que o solo é incapaz de suportar um estado de tensão que ultrapasse os limites desta superfície. Nestas condições, o critério de ruptura de Mohr-Coulomb não seria mais válido.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

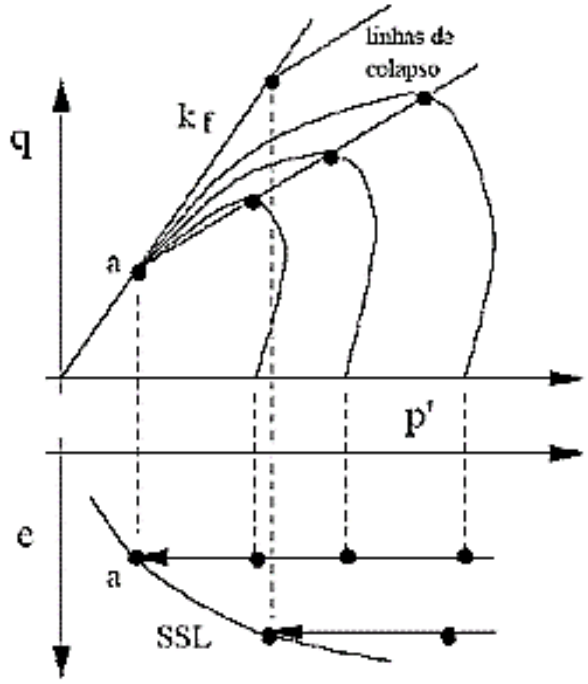



Figura 64 – Linha de colapso no gráfico q *vs*. p'.

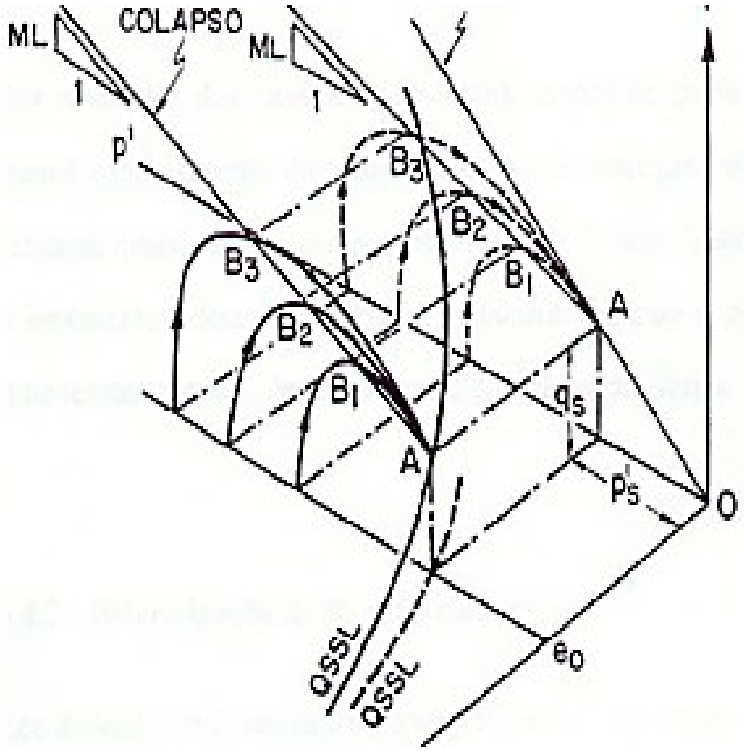



Figura 65 – Superfície de colapso ou de instabilidade.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Um comportamento semelhante já havia sido observado em metais por Drucker (1959) e Hill (1958), levando-os a definir o conceito de estabilidade. Quando aplicado a materiais granulares que apresentam lei de fluxo não associada, define-se uma região de instabilidade no espaço **p'- q** delimitada pela superfície de colapso e a envoltória de Mohr-Coulomb. Isto implica em um comportamento instável do material mesmo não atingindo a envoltória de resistência.

Lade (1994) apresentou resultados experimentais de ensaios executados em amostras saturadas e não saturadas submetidas à solicitação drenada e não drenada, definindo as regiões de estabilidade e instabilidade. Concluiu, neste estudo, que o conceito postulado por Drucker e Hill não se aplica totalmente a solos granulares e que a instabilidade ocorre a pequenas deformações, e, quando iniciada, leva a amostra à liquefação, desenvolvendo grandes deformações.

VII.8.3.4 – Liquefação Dinâmica e Liquefação Estática

O fenômeno da liquefação pode ser designado pelos termos: liquefação estática ou liquefação dinâmica, dependendo do tipo de evento causador do fenômeno. A liquefação dinâmica é a mais conhecida, sendo ocasionada por eventos dinâmicos, em especial terremotos, embora haja também registros de rupturas associadas a vibrações causadas pela cravação de estacas (Jakobsen,1952; Bromse Ennermark,1967), e explosões (Conlon, 1966; Carter e Seed, 1988). Já a liquefação estática trata-se de um fenômeno iniciado por carregamentos estáticos como: sobrecarga, aumento repentino da linha freática, elevada precipitação pluviométrica, dentre outros (Castro, 1969).

A grande maioria das pesquisas sobre o tema liquefação trata da liquefação dinâmica, sendo a liquefação estática notoriamente bem menos difundida no meio geotécnico, apesar de várias rupturas envolvendo o fenômeno da liquefação estática terem sido observadas em depósitos de solos naturais (Koppejanetal.,1948; Andersen e Bjerrum, 1968; Bjerrum,1971; Kramer,1988), aterros (Middlebrooks,1942; Cornforthetal., 1975; Mitchell,1984) e depósitos de rejeitos de mineração (Hazen, 1918; Casagrande, 1975; Kleiner, 1976; Jennings, 1979; Eckersley, 1985; Olson e Stark, 2003; Morgerstern, Vick e Watts, 2016).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Em barragens de rejeitos de mineração, por exemplo, há relatos que mostram ocorrência da liquefação estática, com instabilidades iniciais devidas a: alteamentos, galgamentos, erosões internas, freática elevada, dentre outras causas, atribuindo-se às rupturas convencionais o efeito disparador do fenômeno (Wagner, 1997; Olson, *et al*, 2000, Fourie *et al*, 2001). Devido à existência dessas rupturas iniciais, na maioria das vezes, atribui-se à liquefação estática uma responsabilidade secundária nas rupturas, gerando muita discussão a esse respeito. No entanto, não se deveria dar à liquefação estática uma atenção secundária, pois, apesar de precisar de uma instabilidade inicial para ser desencadeada, é ela quem determina o potencial destruidor da ruptura.

A susceptibilidade à liquefação estática, em geral, é apresentada por solos não coesivos saturados com comportamento contrátil que, em uma situação de carregamento não drenado, perdem resistência com o aumento das deformações (amolecimento ou *strain softening*) (Mróz, Z., Boukpeti, N. e Drescher, 2003). Como dito anteriormente, solos com esse tipo de comportamento têm sua capacidade de suporte limitada.

Na mineração, situações onde barragens de rejeito são alteadas pelo método de montante ou de linha de centro, principalmente o primeiro, são muito propensas a rupturas por liquefação estática, bem como quando da construção de aterros (acessos, diques internos) sobre depósitos susceptíveis (Troncoso, 1997).

VII.8.3.5 – Avaliação do Fenômeno da Liquefação

Os estudos de liquefação de solos contemplam em geral três etapas principais, a saber: a análise da suscetibilidade à liquefação do depósito; a avaliação do evento disparador do processo de liquefação (*triggering*), ou seja, do mecanismo capaz de causar a liquefação no meio; e a previsão do estado do material no período pós-liquefação, analisando as consequências da ruptura em termos de recalques e deslocamentos horizontais (Olson, 2001).

O estudo da potencialidade do depósito à liquefação deve ser uma premissa básica de projeto e o nível de avaliação deve ser apropriado à estrutura que se pretende construir. Todos os materiais do depósito suscetíveis à liquefação devem ser identificados se, para isso,



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

adicionalmente às informações preliminares para caracterização do solo, ensaios de laboratório em amostras não deformadas, ensaios de campo de penetração e métodos geofísicos podem ser executados.

No caso dos ensaios de laboratório, destacam-se os ensaios triaxiais não drenados cíclicos para eventos dinâmicos e os ensaios triaxiais convencionais não drenados para os eventos estáticos. Nas avaliações de campo são comumente utilizados os resultados dos ensaios de penetração tipo SPT, cone (piezocone ou CPTu) e/ou cone sísmico (SCPTu), e ensaio palheta (*Vane Test*).

Em se tratando de ensaios de laboratório, no entanto, muitos pesquisadores alertam para o fato de que questões importantes para a liquefação referentes ao estado *in situ* do solo, tais como: estrutura (*soilfabric*), envelhecimento (*agin*g), deformações prévias (*pré-straining*) e pré-adensamento são muito complexas de se reproduzir em laboratório, fazendo com que o comportamento real *in situ* não seja fielmente alcançado em laboratório (Robertson e Campanella,1985; Schneider e Mayne, 2000; Olson, 2001). Chang e Heymann (2005) também discorrem sobre o assunto, chamando atenção para o fato do índice de vazios *in situ* ser algo de extrema importância para avaliar a propensão à liquefação e que é difícil a sua determinação. Assim, a moldagem em laboratório pode não reproduzir as condições reais *in situ*, principalmente em se tratando de locais abaixo do nível d'água. Devido às questões acima, algumas técnicas de campo têm sido preferidas para a determinação do potencial de liquefação de depósitos.

As propostas em uso há mais tempo para avaliação da potencialidade de um depósito à liquefação através de ensaios de campo correlacionam liquefação à resistência local obtida nos ensaios de penetração do tipo SPT (Seed *et al*, 1985; Fear e Robertson, 1995) ou de cone (Ishihara, 1985; Robertson e Campanella, 1985; Seed e Alba,1986; e Shibata e Teparaksa, 1988; Ishihara, 1993; Fear e Robertson, 1995; Olson, 2001).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

VII.8.3.6 – Proposta de Robertson e Campanella (1985)

Robertson e Campanella (1985) desenvolveram uma proposta de avaliação do potencial de liquefação utilizando medidas do ensaio de cone (CPT), demarcando em um plano representado pelas variáveis FR (resistência por atrito lateral normalizada) e $q_c$ (resistência de ponta corrigida), uma região granulométrica onde os materiais são mais suscetíveis à liquefação, chamada de zona "A". Tal região no espaço FR (%) *versus* $q_c$ pode ser visualizada na Figura 66. Percebe-se que nessa proposta os materiais mais suscetíveis são aqueles formados por areias, siltes arenosos e siltes.

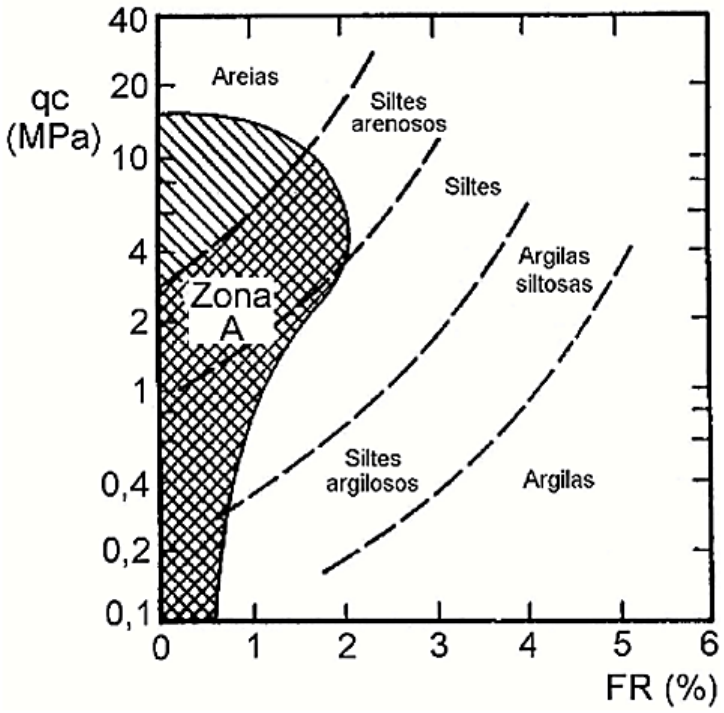



Figura 66 – Demarcação da Zona A, proposta por Robertson e Campanella (1985).

VII.8.3.7 – Proposta de Olson (2001)

Olson (2001) propôs, também, métodos de campo para avaliar a suscetibilidade à liquefação de um depósito, utilizando-se do valor de resistência à penetração que o material apresenta nas condições reais do depósito. O autor construiu uma base de dados com registros de casos de rupturas por liquefação e correlação ou com a fronteira proposta por Fear e Robertson (1995). Esta proposta baseia-se nas teorias da mecânica dos solos e em ensaios



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

laboratoriais, e delimita zonas suscetíveis (contrativas) e não suscetíveis à liquefação (dilatantes), tendo como referência valores do ensaio SPT e/ou do ensaio de cone (CPT). Trata-se, de uma proposta simples de avaliação de suscetibilidade à liquefação baseada em situações reais de campo.

A Figura 67 mostra as correlações de Olson (2001), as quais relacionam a resistência à penetração do local medida por ensaios de campo (CPTu), só que corrigida ($q_c$) com a tensão efetiva vertical.

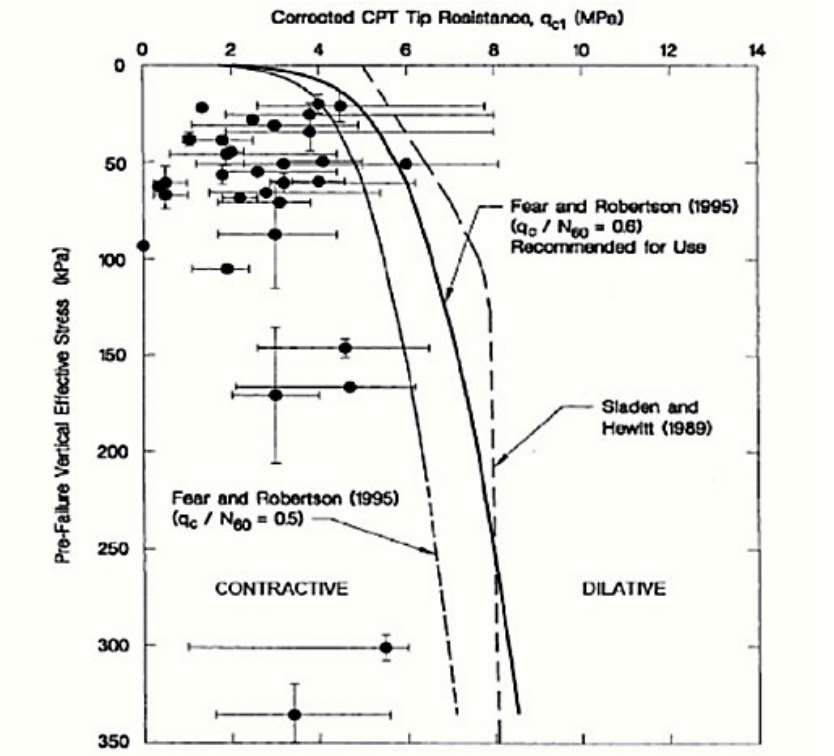



Figura 67 – Proposta de Olson (2001) para avaliação do potencial de liquefação, através de ensaios de cone.

VII.8.3.8 - Análise do evento disparador (*triggering*) do processo de liquefação

A inicialização de um processo de liquefação em um depósito suscetível depende das características das forças solicitantes, as quais podem ser de origem estática e/ou dinâmica, bem como de características do meio, as quais definirão a sua resposta frente às solicitações, lembrando que o fato de um material ser potencialmente suscetível à liquefação não implica que esta venha a acontecer (Lade, 1992).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

De acordo com Li (2001), um carregamento pode alterar o estado de densidade do material e como este é um critério importante de suscetibilidade à liquefação, pode-se dizer que o efeito provocado na estrutura pela força cisalhante pode determinar, ou não, a ocorrência do processo de liquefação do material. Vaid *et al,* (1998) comprovaram a influência da direção da força cisalhante na resposta não drenada dos materiais granulares fofos e outros estudos relativos a esse assunto foram feitos também por Hanzawa (1980); Georgiannou *et al*, (1990); e Vaid e Sivathayalan (1996).

Outro exemplo que demonstra a responsabilidade das forças solicitantes na inicialização de um processo de liquefação é dado por Ishihara (1993) e trata da questão do grau de entrosamento entre as partículas, que também é um fator importante para a liquefação. Segundo o autor, o entrosamento muda à medida que se aumenta o nível de deformações cisalhantes, tornando-se desprezível em deformações muito grandes. Nestas situações, o comportamento do material fica governado apenas pelo índice de vazios e pelas tensões *in situ*.

Em síntese, nesta etapa de identificação da inicialização do fenômeno da liquefação, devem-se avaliar as somatórias das magnitudes das forças que estariam atuantes na estrutura em comparação com a resistência da estrutura, a fim de determinar um **Fator de Segurança (FS)** mínimo calculado da estrutura contra a liquefação.

As formulações utilizadas para determinar o Fator de Segurança contra a liquefação geralmente utilizam-se de grandezas relacionadas a eventos sísmicos uma vez que o fenômeno da liquefação dinâmica é o que mais desperta interesse e preocupação. No entanto, deve-se também avaliar a segurança contra liquefação de estruturas (liquefação estática) em países que não apresentam eventos sísmicos frequentes, como o Brasil, uma vez que se tem conhecimento de rupturas graves por liquefação estática, sendo o mais recente o caso do rompimento da barragem do Fundão, da empresa mineradora Samarco S/A, em Mariana/MG, ocorrido em novembro de 2015.

Em países assísmicos, o aumento da poropressão e a consequente diminuição do Fator de Segurança contra liquefação, podem ocorrer pela ação conjunta de fatores externos: aumento do nível d'água, tráfego de veículos, detonações, aumento de sobrecarga no terreno,



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

dentre outros. Existem na literatura poucas propostas de avaliação do *triggering*, sendo as mais conhecidas as de Poulos *et al*. (1985) e de Seed e Harder (1990). Estas propostas, porém, são pouco práticas já que necessitam de extensas campanhas de laboratório. Nesse sentido, vale destacar a proposta de Olson e Stark (2003), que consiste em uma metodologia que possibilita a obtenção empírica da resistência à liquefação estática através de correlações baseadas em resultados de ensaios de cone (CPT) e da observação de valores de resistência de pico de algumas retro análises de rupturas por fluxo de liquefação.

VII.8.3.9 – Avaliação do pós-liquefação

Se a ocorrência da liquefação é possível, então a estabilidade da barragem pós-liquefação deverá ser avaliada. Uma vez ocorrida a liquefação do material, o mesmo perde resistência e por isso uma análise de estabilidade deve ser feita considerando-se a resistência não drenada do material liquefeito ($S_u$). Se o Fator de Segurança da estrutura pós liquefação for menor do que 1, então acontece o escoamento do material liquefeito (*flow liquefaction*).

O escoamento do material liquefeito é um dos maiores problemas relacionados a uma ruptura por liquefação dos solos (Seed, 1987). Nesta etapa de estudo, o objetivo é o de verificar se a continuação do fenômeno da liquefação resultará em uma ruptura e verificar os deslocamentos (Byrne *et al*, 2000). Olson e Stark (2002) apresentam estudos referentes à avaliação da resistência da estrutura depois de ocorrida a liquefação.

Quando o escoamento do material liquefeito é uma possibilidade, deve-se, então, providenciar medidas corretivas apropriadas (contenções, reforços, dentre outras.). A previsão da ocorrência de escoamento de material liquefeito em depósitos naturais e em depósitos construídos pelo homem tem valor importantíssimo para os estudos geotécnicos, devido ao potencial destruidor desse fenômeno (Dean Geli e Giani, 2004).

VII.8.3.10 – O Efeito Kokusho

A presença de camadas de diferentes permeabilidades em um perfil de solo acaba por favorecer uma redistribuição dos vazios nas interfaces dessas camadas quando da ação do evento disparador do processo de liquefação (*triggering*) devido ao gradiente hidráulico



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

originado. Esse processo pode gerar locais de turbulência transiente ou até uma situação extrema de redistribuição de índice de vazios, onde acontece um acúmulo de água na face inferior da camada impermeável, formando, então, uma fina camada de água estável que passa a integrar o perfil (*water film*) (Kokusho, 2002).

Esse filme de água é formado devido ao fato de as camadas impermeáveis do perfil impedirem a drenagem da água sob pressão expulsa dos materiais granulares de sua interface, gerando uma região potencialmente favorável à ruptura, uma vez que a resistência ao cisalhamento na mesma torna-se praticamente nula.

Essa camada de água pode funcionar como uma espécie de superfície de deslizamento provocando consequências desastrosas em termos de deslocamento da estrutura acima da massa liquefeita, até mesmo em terrenos quase horizontais, sendo que tal mecanismo ficou conhecido por Efeito Kokusho, ainda pouco conhecido e considerado no meio geotécnico. A Figura 68, mostrada a seguir, apresenta o esquema de formação da camada de água na interface entre uma camada impermeável e uma permeável.

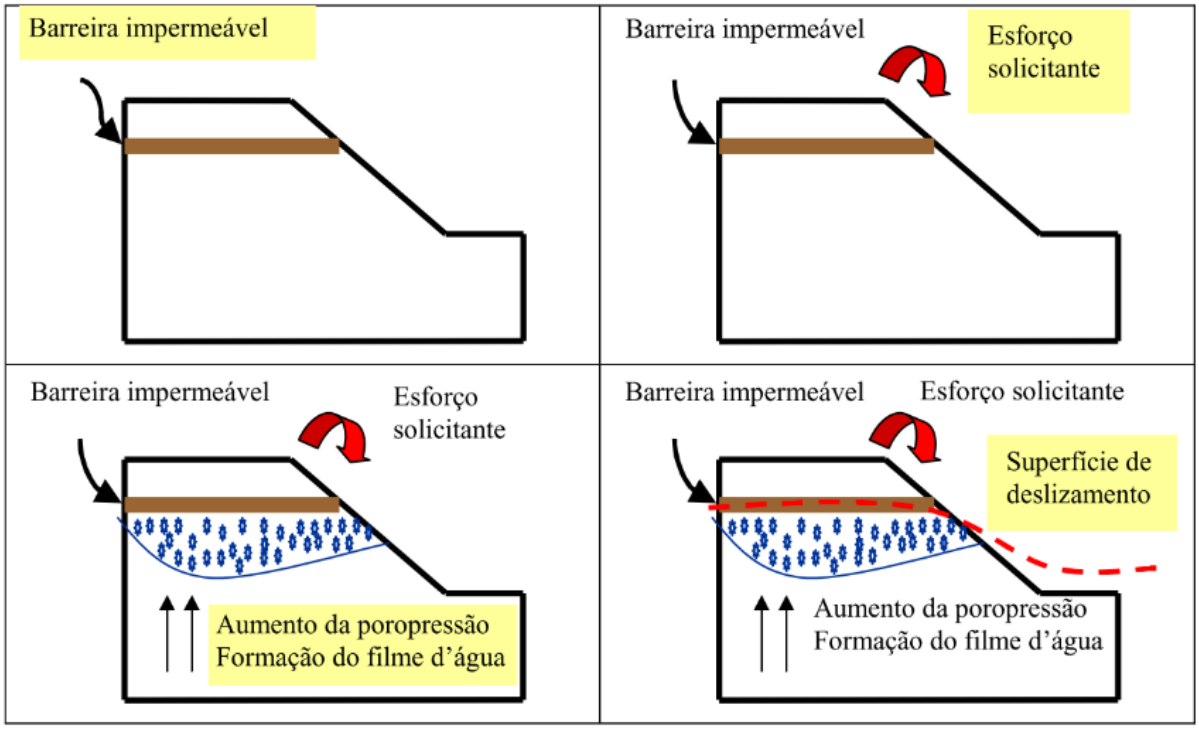



Figura 68 – Esquema de formação do filme d'água (Penna, 2008)



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Se as consequências de uma ruptura por liquefação de uma massa de solo já são quase sempre muito significativas, com o Efeito Kokusho a dimensão do problema torna-se maior ainda. Em um processo de liquefação convencional o material experimenta grandes deformações até que a resistência ao cisalhamento seja "recuperada" a seguir. Porém, com o filme d'água do Efeito Kokusho são muito maiores a duração e o alcance do fenômeno (Kokusho, 2003). A magnitude dos deslocamentos depende da espessura da camada d'água, da manutenção da integridade da camada, das características do depósito, dentre outros fatores, sendo que o deslizamento é mais certo de ocorrer quando o filme de água é formado próximo à superfície.

## VII.9 – Métodos de Avaliação da Estabilidade de Taludes de Barragens

### *VII.9.1 - Introdução*

Cavalcante[26] (2004) afirma que existe um número considerável de métodos analítico-computacionais, experimentais e observacionais para a avaliação da estabilidade de um talude (tal qual o de uma barragem de rejeito). Cita que o equilíbrio de forças e momentos ao longo das superfícies potenciais de ruptura é analisado, por exemplo, pelo método do Equilíbrio Limite Generalizado (Fredlund, 1980). Elenca os fatores que afetam a estabilidade do talude: a altura, o ângulo de inclinação, as propriedades do solo, a poropressão que atua dentro da barragem e as forças externas, como a aceleração sísmica. Sabendo-se que alguns destes fatores só podem ser determinados considerando certas incertezas, um Fator de Segurança (FS[27]) é usado para descrever a margem de segurança.

Afirma ainda que as análises de estabilidade têm sido tradicionalmente realizadas em barragens de rejeitos utilizando técnicas originalmente desenvolvidas para análises de taludes naturais e taludes de barragens convencionais. Para barragens de contenção de água e barragens convencionais construídas pelo método de montante, as metodologias

[26] CAVALCANTE, A. L. B. Modelagem e simulação do transporte por arraste de sedimentos heterogêneos acoplado ao mecanismo de tensão deformação-poropressão aplicado a barragens de rejeito. 2004. 297 f. Tese (Doutorado em Geotecnia) – Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, Brasília, 2004. Acessível em: < http://www.geotecnia.unb.br/downloads/teses/019-2004.pdf >. Acesso em 27 março 2019.

[27] Fator de Segurança (FS): *Factor of Safety (FoS*) ou *Margin of Safety.*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

analíticas possuem apenas pequenas diferenças em relação às aplicações convencionais. Contudo, para barragens alteadas com rejeitos pela técnica da deposição hidráulica (principalmente pelo método de montante e pelo método de linha de centro), as metodologias analíticas devem ser utilizadas com mais atenção (Kealy e Soderberg, 1969).

De acordo com Augusto Filho e Virgili (1998), citado por Vilhete[28] (2017), os métodos de análise de estabilidade de taludes são divididos da seguinte forma:

a) Métodos analíticos: baseados na teoria do Equilíbrio Limite (EL), que expressam a estabilidade de um talude por um Fator de Segurança (FS) determinístico ou probabilidade de ruptura (PF, *Probability of Failure*), e nos modelos numéricos de tensão/deformação fundamentados nas relações existentes entre as tensões atuantes e as deformações sofridas pelos materiais que compõem o talude.

b) Métodos experimentais: empregam modelos físicos em diferentes escalas.

c) Métodos observacionais: baseados na experiência de análises de rupturas anteriores através de retro análises, ábacos de projetos, dentre outros.

Segundo Vilhete (2017), existem inúmeras incertezas envolvidas na avaliação da estabilidade de taludes, principalmente no que diz respeito à confiabilidade e quantidade de dados utilizados. Diversos fatores contribuem para essas incertezas sendo a variabilidade dos parâmetros dos solos, mudanças nas condições do ambiente, simplificações e aproximações adotadas em modelos geotécnicos, e falhas humanas no projeto e na construção os mais citados (El-Ramly *et al*, 2002). As análises de estabilidade convencionais, ditas determinísticas, não quantificam essas incertezas de forma explícita e dependem de parâmetros e projetos conservadores para lidar com as condições de incerteza. Analisar o papel da incerteza requer a implementação de métodos e conceitos de probabilidade.

[28] VILHETE, Didoney Fernandes. Retroanálise da ruptura do talude de montante da Barragem do Açu no final do período construtivo. Dissertação (mestrado) – Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia. Natal, RN, 2017. Acessível em < https://repositorio.ufrn.br/jspui/handle/123456789/24603 >. Acesso em 27 março 2019.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Ademais, assevera Vilhete (2017) que, com o passar do tempo, o parâmetro Fator de Segurança sofre variações, a depender dos fatores condicionantes, que atuam no talude, tais como os climáticos, geológicos e antrópicos, por exemplo, precipitações intensas, intemperismo, erosões, sobrecargas, dentre outros. A Figura 69 ilustra as considerações de Vilhetet (2017).

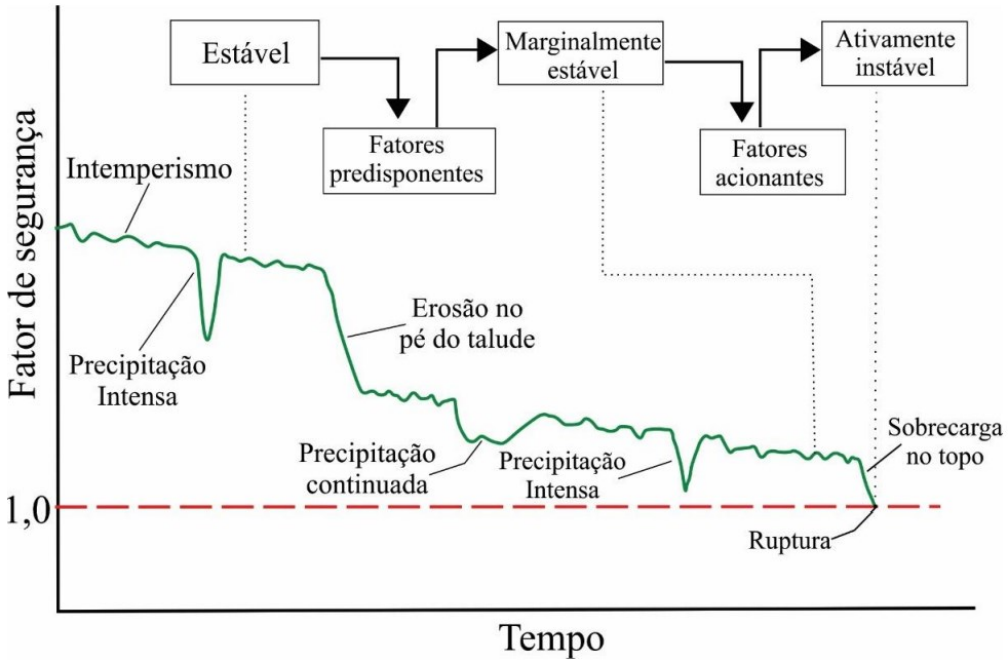



Figura 69 – Gráfico da variação do parâmetro Fator de Segurança com o tempo, apresentado por Vilhete (2017).

Caso não haja o devido monitoramento, operação e manutenção (preventiva e corretiva), a segurança da barragem pode ser continuamente afetada, tendo por consequência o deslocamento do Fator de Segurança para baixo, reduzindo-o até que se aproxime perigosamente da unidade (FS = 1,0). Para este valor de FS muito provavelmente ocorrerá a ruptura do talude, conforme classificação genérica indicativa, apresentada por Ferreira[29] (2012), da estabilidade relativa dos taludes em função do Fator de Segurança (FS), visualizada na Figura 70.

[29] FERREIRA, João Luís Ferrás. Análise de estabilidade de taludes pelos métodos de Janbu e Spencer. Dissertação (mestrado) – Universidade do Porto, Faculdade de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia. Porto, 2012.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

| Fator de Segurança (FS) | Estabilidade Relativa |
|---|---|
| FS<1 | Instável |
| FS=1 | Equilíbrio instável |
| 1<FS<1,5 | Estabilidade incerta |
| FS≥1,5 | Estável |

Figura 70 – Classificação do talude em função dos Fatores de Segurança.

*VII.9.2 - Análise Determinística*

Vilhete (2017) afirma que as análises determinísticas são amplamente aceitas na prática profissional, que os valores dos parâmetros dos solos são fixos e conhecidos, sem levar em conta a variabilidade espacial das características do material. Esses parâmetros são obtidos através da realização de ensaios de laboratório e/ou de campo. Geralmente, adota-se a média dos resultados obtidos dos ensaios considerando os valores como constantes, ou seja, utiliza-se uma estimativa para cada parâmetro de entrada. Nessa abordagem as análises de estabilidade de taludes são quantitativas e expressas sob a forma de um coeficiente de segurança, denominado Fator de Segurança (FS), que pode ser determinado por equilíbrio de forças e/ou equilíbrio de momentos.

Compõem os dados de entrada para as análises determinísticas do FS também a geometria do empreendimento e a localização das superfícies freáticas.

*VII.9.3 - Análise Probabilística*

Sabe-se que o Fator de Segurança admitido para a estrutura geotécnica, quando obtido via análise probabilística, traz consigo uma determinada probabilidade de falha. O risco, no que diz respeito à estabilidade de taludes, é associado à probabilidade de insucesso com relação à variabilidade dos parâmetros de resistência. Portanto, quando os parâmetros de resistência dos materiais são muito variáveis, o que comumente acontece nos casos de estruturas geotécnicas, é usual adotar uma função de densidade de probabilidade que representará a variabilidade dos parâmetros.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Espósito (1995) apontou a importância das análises probabilísticas para um maior controle do projeto e construção de barragens de rejeito. Segundo a autora, as análises de estabilidade devem levar em conta a variabilidade dos parâmetros geotécnicos, haja vista que a utilização de apenas um parâmetro geotécnico médio para o rejeito numa análise determinística não reflete o comportamento variável desses materiais. Essa deveria ser uma prática corrente no dimensionamento de projetos que envolvam a disposição desses materiais, com o objetivo de propiciar maior segurança, economia e menores danos e perdas em caso de falhas. Entretanto, o método de análise probabilístico requer ainda o conhecimento da variabilidade dos parâmetros geotécnicos, sendo um item de discussão no meio técnico.

A Figura 71, apresentada por Vilhete (2017), relaciona as diferenças entre as duas abordagens, determinística e probabilística, na análise de estabilidade. Afirma que a análise de estabilidade de forma probabilística complementa a análise de estabilidade determinística, fornecendo a possibilidade de se obter uma distribuição probabilística dos valores do Fator de Segurança, como por exemplo, a probabilidade de ocorrência de ruptura de taludes.

| **Abordagem Determinística** | **Abordagem Probabilística** |
|---|---|
| Os valores dos parâmetros de entrada de projeto são considerados constantes para todas as variáveis | Alguns parâmetros de projetos são assumidos como variáveis aleatórias |
| O resultado do F.S. calculado é único | O resultado do F.S. calculado é uma distribuição de probabilidade |
| O resultado do F.S. calculado é comparado com o seu valor crítico, observando uma tolerância (margem de segurança) | Pela distribuição de probabilidade calcula-se o resultado mais provável do F.S. e a probabilidade de falha do talude |

Figura 71 – Diferenças entre a abordagem determinística e probabilística, apresentadas por Vilhete (2017).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

VII.9.3.1 - Variabilidade dos parâmetros geotécnicos

Lumbatoruan[30] (2005) relata que, como material natural, o solo contém uma grande fonte de incertezas dos parâmetros geotécnicos. Os parâmetros do solo são geralmente medidos no laboratório usando aparelhos especiais. Precisão do aparelho e erro humano durante as medições adicionam mais incertezas para medir os parâmetros geotécnicos.

Lumbatoruan (2005), citando (Christian *et al*, 1994), ilustra na Figura 72 um conceito das fontes de incertezas nos parâmetros do solo, originadas de erros sistemáticos ou de dispersão dos dados coletados. O erro sistemático pode resultar de erro estatístico nos valores médios decorrentes do número limitado de medições, bem como do viés nos procedimentos de medição. A dispersão de dados, por outro lado, inclui erros de amostragem não sistemáticos (aleatórios) e variação espacial real no perfil do solo.

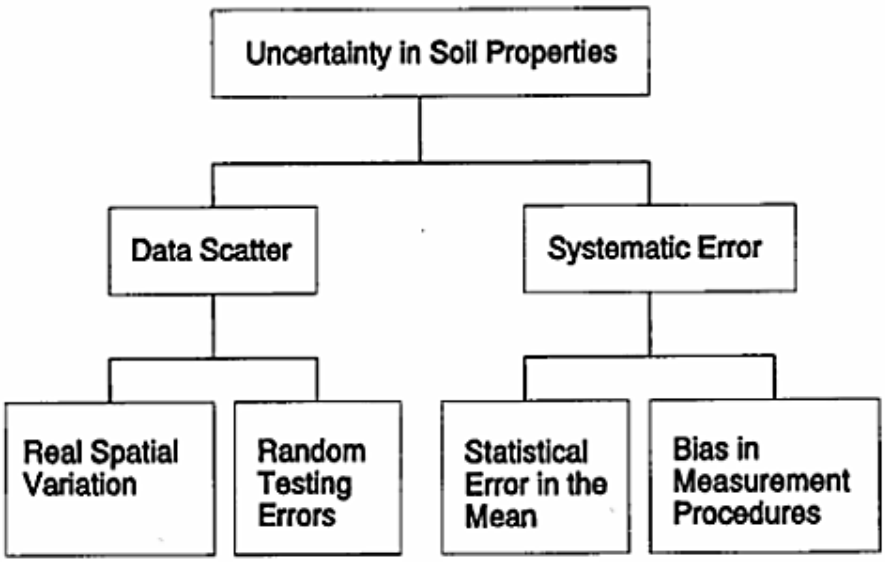



Figura 72 – Incertezas nas propriedades dos solos apresentado em Lumbatoruan (2005).

[30] Lumbatoruan, Partahi Mamora Halomoam. P*robalistic post-liquefaction residual shear strength analyses of coheionless soil deposits: aplication to the Kocaeli (1999) and Duzce (1999) earthquakes*. Dissertação (*Master of Science*) – *Viriginia State University, Viginia Polytechnic Institute, Civil and Environmental Engineering Department*. Blacksburg, 2005. Acessado em 27 de março de 2019 em < https://vtechworks.lib.vt.edu/bitstream/handle/10919/35419/Partahi_Lumbantoruan_ETD_Revised.pdf?sequence=1 >.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

| Property or in situ test result (1) | Coefficient of variation —$V$ (%) (2) | Source (3) |
|---|---|---|
| Unit weight ($\gamma$) | 3–7% | Harr (1984), Kulhawy (1992) |
| Buoyant unit weight ($\gamma_b$) | 0–10% | Lacasse and Nadim (1997), Duncan (2000)[a] |
| Effective stress friction angle ($\phi'$) | 2–13% | Harr (1984), Kulhawy (1992) |
| Undrained shear strength ($S_u$) | 13–40% | Harr (1984), Kulhawy (1992), Lacasse and Nadim (1997), Duncan (2000)[a] |
| Undrained strength ratio ($S_u/\sigma'_v$) | 5–15% | Lacasse and Nadim (1997), Duncan (2000)[a] |
| Compression index ($C_c$) | 10–37% | Harr (1984), Kulhawy (1992), Duncan (2000)[a] |
| Preconsolidation pressure ($p_p$) | 10–35% | Harr (1984), Lacasse and Nadim (1997), Duncan (2000)[a] |
| Coefficient of permeability of saturated clay ($k$) | 68–90% | Harr (1984), Duncan (2000)[a] |
| Coefficient of permeability of partly saturated clay ($k$) | 130–240% | Harr (1984), Benson et al. (1999) |
| Coefficient of consolidation ($c_v$) | 33–68% | Duncan (2000)[a] |
| Standard penetration test blow count ($N$) | 15–45% | Harr (1984), Kulhawy (1992) |
| Electric cone penetration test ($q_c$) | 5–15% | Kulhawy (1992) |
| Mechanical cone penetration test ($q_c$) | 15–37% | Harr (1984), Kulhawy (1992) |
| Dilatometer test tip resistance ($q_{DMT}$) | 5–15% | Kulhawy (1992) |
| Vane shear test undrained strength ($S_v$) | 10–20% | Kulhawy (1992) |

Figura 73 – Coeficientes de Variação (*range*) das propriedades dos solos, apresentados em Lumbatoruan (2005).

Diversos pesquisadores registraram os coeficientes de variação dos parâmetros geotécnicos mais comuns, os quais alguns foram tabulados por Duncan (2000) e apresentados no trabalho de Lumbatoruan (2005), conforme é possível observar na Figura 73, da qual destacam-se os seguintes intervalos de variações:

- 13 a 40% para o valor da resistência não drenada ao cisalhamento (*Undrained shear strength* – $S_u$);



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

- 5 a 15% para a razão de resistência não drenada (*Undrained strength ratio* – $S_u/\sigma'_v$);
- 15 a 45% para o SPT (*Standard Penetration Test blow count* – N);
- 15 a 37% para o CPT (*Mecanichal Cone Penetration Test* – $q_c$).

Nadim[31] (2007) apresentou alguns fatores responsáveis pelas incertezas das medições de variáveis geotécnicas (vide Figura 74 a seguir). Como exemplo, citou a perturbação da amostragem, métodos de ensaio/escala dos testes laboratoriais e *in situ,* variações espaciais/anisotropia e taxa de carregamento, como fatores que influenciam nas incertezas dos valores da resistência ao cisalhamento não drenado da argila.

| **Property/calculations** | **Factors of influence** |
|---|---|
| Undrained shear strength (clay) | • sampling disturbance<br>• test method and scale of laboratory/in situ tests<br>• spatial variability, anisotropy<br>• rate of loading |
| Friction angle (sand) | • reconstitution of test specimen<br>• density, test method and scale of laboratory test |
| Pile capacity | • skin friction assumption<br>• limiting values for skin friction and end bearing<br>• subdivision in soil layers<br>• pile installation, residual stresses and plug condition<br>• reconsolidation, rate of loading, cyclic loading, scour<br>• stiffness of pile, pile length, single pile vs pile group<br>• extrapolation from reference database to prototype |
| Shallow foundations | • position of critical slip surface<br>• modelling of static and cyclic load history<br>• strain-softening and/or progressive failure<br>• testing procedures in reference tests<br>• scale effect, rate of shear and stress conditions<br>• redistribution of stresses and anisotropy<br>• plane strain versus 3-D model, stiffness of structure<br>• model of soil profile and drainage assumptions |

Figura 74 – Fatores de incertezas que influenciam nas propriedades segundo Nadim (2007).

[31] NADIM, Farrokh. *Tools and strategies for dealing with uncertainty in geotechnics. Probabilistic methods in geotechnical engineering. International centre for mechanical sciences. Italy*, 2007.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

VII.9.3.2 – Avaliação de riscos

Conforme o *Federal Guidelines for Dam Safety Risk Management*[32], publicado pelo *Federal Energy Regulatory Commission* (*FERC*), os resultados das análises de risco são tipicamente retratados em gráficos, que representam no eixo vertical "y" as estimativas de probabilidade anual de falha de uma estrutura existente ou a construir, devido a um modo individual de falha ou ao conjunto de modos de falha acumulado, e no eixo horizontal "x" o potencial de perda de vidas humanas.

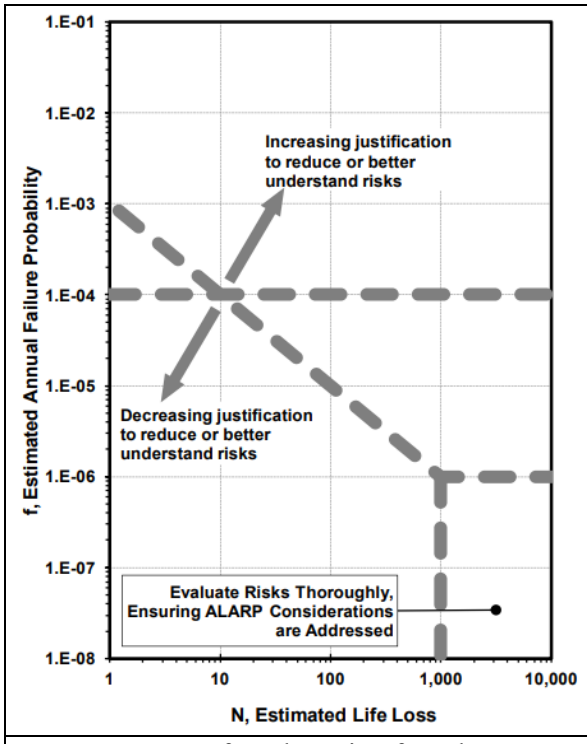
O *Federal Energy Regulatory Commission* (*FERC*) apresenta os gráficos de avaliação de risco adotados pelo *Bureau of Reclamation (USBR), U.S. Army Corps of Engineers (USACE), Australian National Committee on Large Dams (ANCOLD)* e *New South Wales Dam Safety Committee*, conforme se observa na Figura 75 e na Figura 76.

A avaliação consiste em indicar se determinado risco estudado é inaceitável, dependendo da região do gráfico em que seja plotado, implicando na necessidade de aplicação de medidas mitigadoras. Uma sigla usualmente utilizada nos referidos gráficos é a denominada "ALARP", do inglês "*as low as reasonably practicable"* cuja tradução livre seria "*tão baixo quanto razoavelmente praticável*", ou seja, um conjunto de critérios de aceitação adotado por essas entidades, considerando que qualquer redução do risco torna-se impraticável em face dos altos custos que isso acarreta.

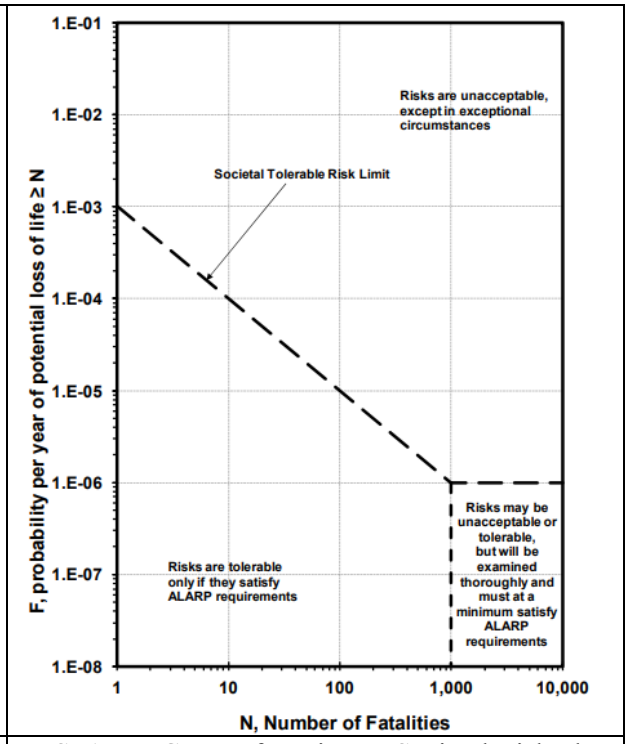
[32] *Federal Guidelines for Dam Safety Risk Management. Federal Energy Regulatory Commission*. 2012. Acessado em 26 de março de 2019 em < https://www.ferc.gov/industries/hydropower/safety/guidelines/draft-guidelines.pdf >.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

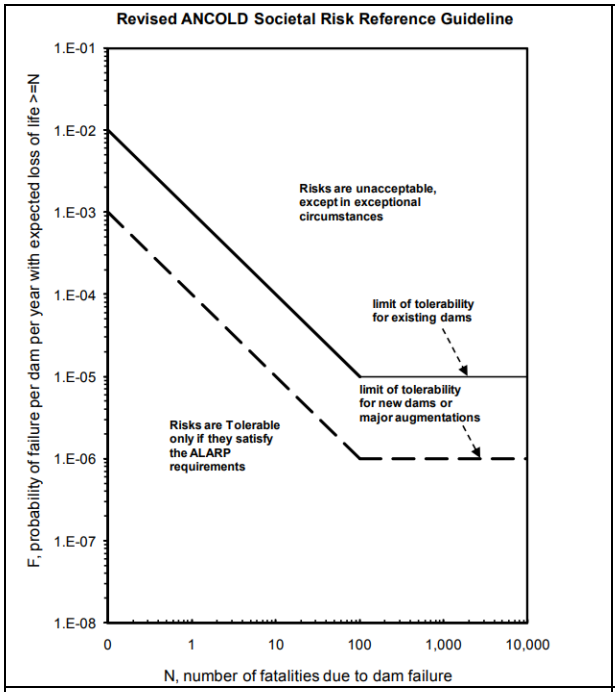



Bureau of Reclamation f-N Plot

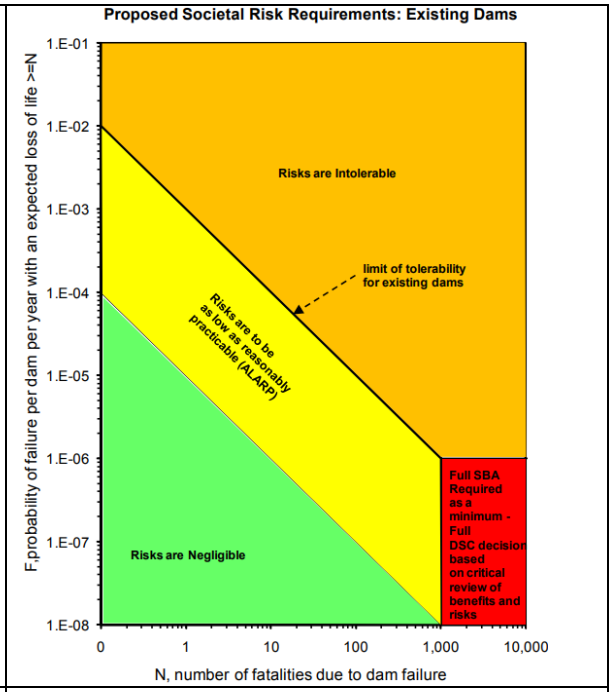



U.S. Army Corps of Engineers Societal Risk Plot

Figura 75 – Gráficos de avaliação de risco adotados pelo *Bureau of Reclamation* e *U.S. Army Corps of Engineers*.




Australian National Committee on Large Dams Societal Risk Plot




New South Wales Dam Safety Committee Societal Risk Plot

Figura 76 – Gráficos de avaliação de risco societal adotados pelo *Australian National Committee on Large Dams* e *New South Wales Dam Safety Committee*.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

*VII.9.4 - Métodos de Equilíbrio Limite e Análise Limite*

O principal objetivo da análise de estabilidade de taludes é determinar a carga máxima que a estrutura suportará em condições estáveis, ou seja, qual a carga suportada pela estrutura na iminência da ruptura. Entre os métodos diretos para resolver problemas relacionados a estabilidade estão os métodos de Equilíbrio Limite e de Análise de Limite.

No Equilíbrio Limite, a massa de ruptura é dividida em um determinado número de fatias, para fins de cálculo, com a finalidade de encontrar o Fator de Segurança, utilizando-se as condições de equilíbrio estático. A Análise de Limite, por sua vez, considera as equações de equilíbrio de tensões, equações de compatibilidade e a relação tensão-deformação do material de maneira idealizada (material rígido perfeitamente plástico). O Fator de Segurança em toda a superfície de ruptura é considerado unitário (FS = 1,0) no momento da ruptura.

A Análise de Limite tem como principal objetivo a determinação da carga que leva uma determinada estrutura ao colapso (carga de colapso). As formulações existentes nesse método para o cálculo da carga de colapso são baseadas nos teoremas de Análise de Limite (superior ou inferior). A formulação pelo limite inferior (formulação estática) deve satisfazer as condições de admissibilidade estática dos campos de tensões; a formulação pelo limite superior (formulação cinemática) deve satisfazer as condições de admissibilidade cinemática dos campos de velocidades, e a formulação mista tem a forma da formulação pelo limite inferior, com variáveis de tensões, porém o campo de tensões não é estaticamente admissível, apenas de forma aproximada.

VII.9.4.1 - Análise de Estabilidade de Taludes pelo Método de Spencer

O método de Spencer é um dos métodos para análise de estabilidade de taludes, que se vale da teoria do Equilíbrio Limite, sendo considerado rigoroso, pois o mesmo satisfaz todas as equações de equilíbrio estático (forças e momentos) e não despreza as forças interlamelares (entre fatias).



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Ferreira[33] (2012) informa que o método de Spencer foi apresentado em 1967, e que para obtenção da solução final para o valor do FS são traçadas as curvas para o FS determinado para o equilíbrio das forças ($FS_f$) e para o FS calculado para o equilíbrio de momentos ($FS_m$). As curvas são geradas através de processamento de incrementos sucessivos (iterações) ao parâmetro Θ, que corresponde ao ângulo de inclinação da resultante das forças entre lamelas (fatias), atuante no ponto médio da base da fatia. O ponto de interseção das curvas do $FS_f$ e $FS_m$ corresponde ao FS procurado, conforme exemplificado no gráfico da Figura 77.

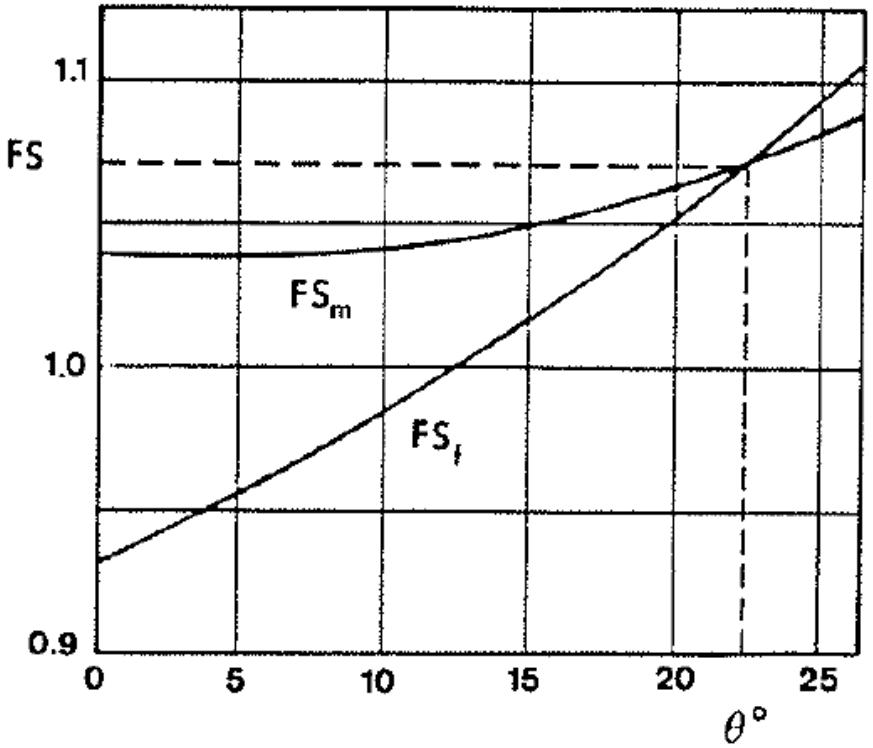



Figura 77 – Determinação do Fator de Segurança (Spencer, 1967) – Fonte: Ferreira (2012).

Segundo Duncan (1996), citado por Ferreira (2012), a diferença máxima entre Fatores de Segurança calculados por métodos rigorosos é de cerca de 12% e geralmente menos, concluindo-se por isso que da sua utilização se obtém uma boa resposta para o problema de estabilidade de taludes. Contudo, a precisão dos resultados depende em boa parte da precisão

[33] FERREIRA, João Luís Ferrás. Análise de estabilidade de taludes pelos métodos de Janbu e Spencer. Dissertação (mestrado) – Universidade do Porto, Faculdade de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia. Porto, 2012.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

dos parâmetros introduzidos no cálculo: geometria, pesos específicos, pressões neutras, dentre outros.

A Figura 78, Figura 79 e a Figura 80 apresentam desenhos esquemáticos e informações elaboradas por Duncan *et al*.[34] (2014), a respeito das hipóteses assumidas (suposições), condições de equilíbrio e variáveis desconhecidas envolvidas na aplicação do método de cálculo de Spencer de Equilíbrio Limite.

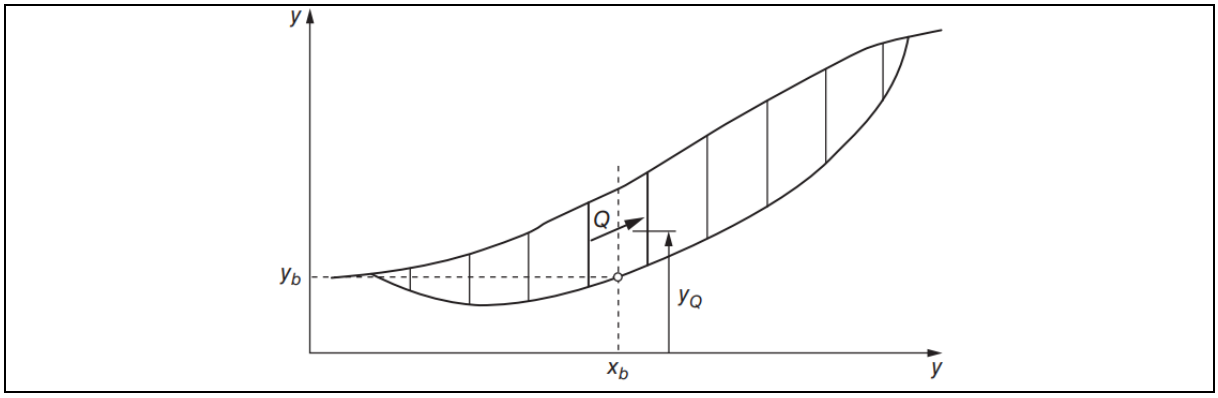
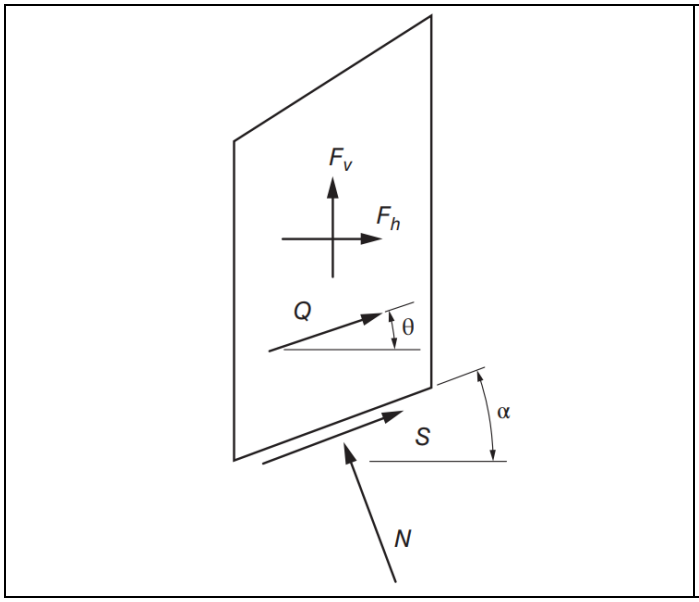



Figura 78 – Coordenadas para superfície de deslizamento não circular, usada no método de Spencer, apresentado por Duncan *et al*. (2014).




Onde:

$F_h$ = soma de todas as forças conhecidas na direção horizontal;

$F_y$ = soma de todas as forças conhecidas na direção vertical.

Figura 79 – Desenho esquemático de uma lamela, com a representação das forças conhecidas e desconhecidas para o procedimento de Spencer, apresentado por Duncan *et al*. (2014).

[34] *Duncan, James Michael; Wrigth, Stephen G.; Brandon, Thomas L.. Soil strength and slope stability. Second edition. USA. 2014.*



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

| Procedure | Assumptions | Equilibrium Equations Satisfied | Unknows Solved for |
|---|---|---|---|
| Spencer | Interslice forces are parallel, (i.e., all have the same inclination). The position of the normal force ($N$) on the base of the slice is assumed, usually at the center of the base. | $n$ Σ Moments about any selected point<br>$n$ Σ Forces in the horizontal direction<br>$n$ Σ Forces the vertical direction<br>$3n$ Total equations | 1 Factor of safety($F$)<br>1 Interslice force inclination ($\theta$)<br>$n$ Normal force on the base of slices ($N$)<br>$n-1$ Resultant interslice forces ($Z$)<br>$n-1$ Locations of side forces (line of thrust)<br>$3n$ Total unknowns |

Figura 80 – Hipóteses assumidas (suposições), condições de equilíbrio e variáveis desconhecidas no método de Spencer de Equilíbrio Limite, apresentado por Duncan *et al*. (2014).

VII.9.4.2 - Análise de Tensões e Deformações

A análise de tensões em uma massa de solo vem sendo tradicionalmente realizada em avaliações das estabilidades de taludes, com a aplicação de equações de equilíbrio estático das forças e dos momentos atuantes nas faces de fatias (bidimensional) ou prismas (tridimensional), que compõem a massa deslizante. Esta abordagem produz resultados que variam em função das hipóteses que forem adotadas para solução das equações de equilíbrio. Por esta razão, surgiram diversos métodos de cálculo de estabilidade de taludes, por Equilíbrio Limite (Fredlund; Krahn, 1977).

Uma alternativa, para análise de tensões, é resolver as equações de equilíbrio através de equações diferenciais parciais utilizando o Método dos Elementos Finitos (MEF). Para isso, o estado de tensão tridimensional em uma massa de solo pode ser representado por um tensor de estado de tensão e, da mesma forma, pode-se definir um estado de deformações tridimensionais através de um tensor de estado de deformação.

A relação tensão-deformação pode ser classificada em diversos tipos, de acordo com o comportamento do material analisado. Na relação elástica linear o material sofre uma determinada deformação ao ser submetido a um carregamento, obedecendo a uma função linear e, quando descarregado, o material volta à condição original. Já em uma relação elástica não-linear, o material retorna ao estado inicial após o descarregamento, mas obedece a uma função



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

não linear. Para relação elasto-plástica, o material possui dois tipos de comportamentos. Até um determinado limite de carga, o material se comporta de maneira elástica, retornando ao estado original. Após o limite elástico o material sofre deformações plásticas, que não serão recuperadas, pelo menos na sua totalidade, após o descarregamento.

Os componentes de deslocamento são utilizados como as primeiras variáveis do problema de tensão-deformação. Entretanto, a fim de obter as equações diferenciais, que governam o equilíbrio estático de forças através do contínuo, as tensões presentes nas equações de equilíbrio devem ser substituídas pelos componentes de deslocamento. As relações usadas a fim de reescrever as equações diferenciais parciais são as relações constitutivas de tensão-deformação.

VII.9.4.3 - Utilização de Técnicas Computacionais na Análise de Estabilidade

Segundo Chuquimuni (2005), nos últimos 20 anos, a crescente disponibilidade de microcomputadores trouxe importantes modificações na sistemática de cálculo da estabilidade de taludes em solo. Análises mais gerais e abrangentes podem agora ser executadas, incluindo considerações do ponto de vista da Mecânica, que não seriam possíveis sem o auxílio de microcomputadores e de métodos numéricos. A utilização generalizada de técnicas computacionais influenciou a análise de problemas de estabilidade de taludes em dois aspectos principais:

a) um grande número de superfícies potenciais de deslizamento pode ser pesquisado, tornando possível a localização da superfície crítica (circular ou não-circular) com um alto grau de confiabilidade;

b) podem ser executadas análises usando, métodos de cálculo mais avançados, que satisfaçam a quase todas as condições de equilíbrio. Assim, alguns aspectos relacionados com os efeitos das hipóteses simplificadoras, introduzidas em várias formulações dos métodos de Equilíbrio Limite, podem, por sua vez, serem melhor estimadas qualitativa e quantitativamente.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Métodos de Equilíbrio Limite têm sido amplamente empregados para análise de estabilidade de taludes, principalmente devido à simplicidade matemática com que são formulados. Entretanto, podem fornecer resultados incorretos em certas situações como, por exemplo, onde a ruptura do talude é fundamentalmente governada pela presença, no perfil de solo, de regiões com características particulares e relevantes de resistência, que difiram significativamente das características gerais de resistência da massa de solo circundante.

A literatura técnica registra várias publicações (Tavenas *et al*, 1990; Ching & Fredlund, 1983; Donald & Giam, 1988; Giam & Donald, 1988; Huang *et al*, 1989), que discutem a validade, vantagens e limitações da análise da estabilidade de taludes através de métodos de Equilíbrio Limite.

A consideração em problemas de geotecnia de relações tensão x deformação x resistência que mais fielmente reproduzem o comportamento de solos em obras de engenharia tem sido possível, com bastante sucesso e aceitação, por parte das comunidades técnica e acadêmica, através da utilização de métodos numéricos, principalmente o versátil Método dos Elementos Finitos (MEF). Entretanto, para aplicações específicas na área da estabilidade de taludes, o método não se tornou uma ferramenta popular, como poderia ser esperado, contando com um número relativamente pequeno de publicações sobre o assunto, sendo uma das mais aparentes causas de sua restrita utilização o maior esforço computacional exigido nas análises.

Uma causa mais concreta da subutilização do MEF, entretanto, parece ser porque o Fator de Segurança (FS) calculado por ambas abordagens são razoavelmente coincidentes entre si, o que privilegia a utilização dos métodos mais simplificados de Equilíbrio Limite. Entretanto, a semelhança entre estes valores, não implica necessariamente que a superfície potencial de ruptura seja coincidente, sendo este um argumento fundamental para justificar o esforço para análise de estabilidade por métodos computacionais mais sofisticados, mesmo quando o FS do talude seja, de antemão, satisfatoriamente previsto por uma análise mais simples de Equilíbrio Limite.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

No caso de obras geotécnicas com construção incremental (aterros e escavações), a redistribuição de tensões ocorrida em cada etapa de análise influencia mais significativamente os valores do Fator de Segurança (FS). Brown & King (1966) já indicavam que o Fator de Segurança (FS) de um talude escavado é ligeiramente maior do que no caso de um aterro, com a correspondente superfície crítica de ruptura também variando entre ambas as análises.

No caso de barragens, uma análise de estabilidade pelo Método dos Elementos Finitos (MEF) seria, em princípio, recomendada quando o valor do Fator de Segurança (FS) calculado por método de Equilíbrio Limite for inferior a 1,5, quando parâmetros de projeto e de métodos de cálculo devem ser revistos visando a segurança da obra. Para valores de fator de segurança superiores, a possibilidade de redimensionamento na maioria das vezes está associada aos custos do empreendimento.

VII.9.4.4 - Método dos Elementos Finitos

Objeções teóricas ao emprego do método de Equilíbrio Limite, em problemas de estabilidade de taludes, levaram à utilização de outros métodos de análise, que procuram incorporar as relações tensão-deformação dos diversos solos que compõem o talude, e assim evitar a adoção das hipóteses simplificadoras, que caracterizam os métodos de Equilíbrio Limite. Dentre estes métodos de análise alternativos, destaca-se o Método dos Elementos Finitos (MEF).

A introdução do MEF na engenharia geotécnica foi feita por Clough & Woodward (1967), na análise do comportamento de uma barragem de terra usando lei constitutiva não linear, o que tornou evidente, de imediato, o potencial de sua aplicação na análise do comportamento de vários outros problemas da mecânica dos solos e das rochas. Especificamente no caso da previsão do Fator de Segurança (FS) em análises da estabilidade de taludes, a primeira utilização do MEF parece ter sido feita por Kulhawy *et al*. (1969).

A aplicação do método pode ser feita de várias maneiras (Rojas, 1999), mas são largamente difundidos os procedimentos implementados em dois dos programas comerciais



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

mais populares para utilização na engenharia geotécnica, por exemplo, o método da simulação da ruptura, incorporado no programa *Plaxis*, e o método de Equilíbrio Limite aperfeiçoado, disponível no programa *GeoSlope/W*, sendo que, neste último método, de conceituação bastante simples, um campo de tensões é inicialmente gerado através de uma análise do MEF, sendo então utilizado em conjunto com um método de Equilíbrio Limite para determinação da superfície potencial de ruptura e o correspondente fator de segurança.

**VII.10 – Comparação entre barragens convencionais e barragens de mineração**

Certamente que existem muitas similaridades entre as barragens de retenção de água e as barragens de armazenamento de rejeito, mas também existem significativas diferenças. A revista eletrônica *Mine Tailings Storage*[35]*: Safety Is No Accident* contém o artigo intitulado *Tailings dam failures*. O artigo afirma que as barragens de água são conhecidas por falharem com consequências catastróficas, mas nos últimos 40 anos, as falhas tornaram-se muito raras, enquanto as barragens de rejeitos continuaram a falhar. Que ao contrário das barragens de retenção de água, onde a parede da barragem é geralmente construída de concreto ou alguma combinação de rocha e solo, a maioria das instalações de armazenamento de rejeitos são construídas com projetos que dependem parcialmente dos próprios rejeitos para suporte, um recurso de projeto não disponível para barragens de reservatório de fornecimento de água (Chambers 2012).

Outras diferenças-chaves entre as barragens de retenção de água e as barragens de armazenamento de rejeito são relacionadas a seguir e listadas na Figura 81:

a) As barragens de retenção de água são construídas até a altura total, então são preenchidas e operadas. As instalações de armazenamento de rejeitos são geralmente construídas de forma incremental e operadas juntamente com a construção dos alteamentos.

b) A construção de uma instalação de armazenamento de rejeitos pode levar muitas décadas até atingir a altura final de projeto, muitas vezes com uma única instalação de

[35] Roche, C., Thygesen, K., Baker, E. (Eds.) 2017. *Mine Tailings Storage: Safety Is No Accident. A UNEP Rapid Response Assessment. United Nations Environment Programme and GRID-Arendal, Nairobi and Arenda*l. Acessado em 22 de março de 2019 em < https://grid.cld.bz/Mine-Tailings-Storage-Safety-Is-No-Accident >.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

armazenamento de rejeitos sendo usada durante toda a vida da mina. Durante o período operacional das instalações de armazenamento de rejeitos, é provável que haja muitas mudanças do pessoal de operação e gerenciamento, criando desafios que muitas vezes não são abordados, como, por exemplo, a perda do conhecimento acerca das fases iniciais de sua construção.

c) Uma barragem de retenção de água é considerada um ativo, para uso comum, enquanto as instalações para armazenamento de rejeitos são vistas como um passivo, um meio de armazenar resíduo em vez de prestação de um serviço.

Assim, além da variabilidade dos parâmetros geotécnicos, mais presentes na construção das barragens de armazenamento de rejeitos de mineração do que nas barragens de retenção de água, há um outro fator de imprecisão, que é o fator humano. Não só pela falibilidade natural do ser humano, mas potencializado na construção de barragens de rejeitos pelo alongado tempo de construção e operação, que faz com que diversos engenheiros possam se envolver no projeto, construção e avaliação de desempenho da barragem.

| Component | Tailings dam | Water-retention dam |
|---|---|---|
| Stored material | Tailings solids and processed water with various contaminant levels, run-off water | Water |
| Regulatory regime | Ministry of Mines, Ministry of Environment | Ministry of Public Works, Regional Authorities, National Dam Associations |
| Operation life | Limited operation life - 5 to 40 years | Typically designated as 100 years but "as long as required by society" |
| Construction period | Raised over the mines operating time | Usually 1 to 3 years |
| Closure | Infinite closure period, aim for "walk away" design | Often not addressed, but facility may be decommissioned |
| Engineering | Medium to high level | High level |
| Continuity of engineering | Varies: Owner and engineer may change frequently during the construction period | Usually one engineering firm for design and construction |
| Quality assurance and quality control | Generally good for starter dam, variable levels during construction period. Can be at a low level for some companies | High level |
| Consequences of failure | Tailings debris flow resulting in physical damage and environmental contamination | Water-inundation damage |
| Dam section | Can vary during the design life, e.g. transition to centreline or downstream | Usually a consistent section |

GRID

Source: Adapded from McLeod and Murray 2003

Figura 81 – Diferenças entre barragens de retenção de água e barragens de rejeitos.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

Essas mudanças de atores, segundo o Engenheiro Geotécnico Sênior Andy Small[36], conselheiro da *Canadian Dam Association* (CDA), em palestra proferida no ano de 2015 para o Comitê de Segurança em Barragens do Senado Brasileiro, pode levar a um mau entendimento das decisões de projeto e operação, o que pode afetar a segurança da barragem e a pessoa responsável pela sua segurança, sendo desejada e importante, para garantir a segurança da barragem, a continuidade dos engenheiros.

[36] SMALL, Andy. Segurança de Barragens no Canadá: Panorama para a Comissão do Senado Brasileiro. BRASIL. 2015.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

## VIII - APÊNDICE B – REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

ARAÚJO, C. B. Contribuição ao estudo do comportamento de barragens de rejeito de mineração de ferro. 2006. 133 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia Civil) – Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Rio de Janeiro, 2006.

ASSIS, A.; ESPÓSITO, T. Construção de barragens de rejeito sob uma visão geotécnica. In: SIMPÓSIO SOBRE BARRAGENS DE REJEITOS E DISPOSIÇÃO DE RESÍDUOS – REGEO, 3, 1995. Anais... Ouro Preto: ABMS/ABGE/CBGB, 1995, p. 259-273.

AUBERTIN, M.; MBONIMPA, M.; BUSSIERE, B. & CHAPUIS, R.P. (2003). A model to predict the water retention curve from basic geotechnical properties. Canadian Geotechnical Journal, 40(6), 1104 1102.

AUSTRÁLIA. Environment Protection Agency. Tailing Containment. Best Practice Environmental Management in Mining. Australian Federal Environment Department. Australian: Junho/1995 (ISBN 0 642 19423 8).

BAPTISTA, M.L.P. (2008). Abordagens de risco em barragens de aterro. Tese de Doutorado. Laboratório Nacional de Engenharia Civil, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa, Portugal. 534 p.

BISCO, A.P.R. (2009). A influência de algumas variáveis sobre a reologia de polpas minerais. Tese de Mestrado. Curso de Pós-Graduação em Engenharia Metalúrgica e de Minas. Universidade Federal de Minas Gerais, Belo Horizonte, MG. 87 p.

BRASIL. Lei n. 12.334, de 20 de setembro de 2010. Estabelece a Política Nacional de Segurança de Barragens destinadas à acumulação de água para quaisquer usos, à disposição final ou temporária de rejeitos e à acumulação de resíduos industriais, cria o Sistema Nacional de Informações sobre Segurança de Barragens e altera a redação do art. 35 da Lei no 9.433, de 8 de janeiro de 1997, e do art. 4o da Lei no 9.984, de 17 de julho de 2000. Brasília, 2010.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

BUREAU of Reclamation - Chapter 4 - Static Stability Analysis. Design Standards No. 13 – Embankment Dams. U.S. Department of the Interior. Bureau of Reclamation. October 2011.

CASAGRANDE, A. Seepage through dams: Contribution to soil mechanics. Boston: Society of Civil Engineers, 1940.

CASAGRANDE, A. (1975). Liquefaction and cyclic deformation of sands - a critical review. Proc. 5th Pan-American Conference, Argentina, 81-133.

CASTRO, G. (1969). Liquefaction of sands. Ph.D. Thesis, Harvard University, Cambridge, Massachusetts.

CASTRO, G (1975). Liquefaction & cyclic mobility of saturated sands. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, 101 (GT6), 551-569.

CASTRO, G. & POULOS, S.J. (1977). Factors affecting liquefaction and cyclic mobility. Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, 103(GT6), 501-516.

CAVALCANTE, A. L. B. Efeito do gradiente de permeabilidade na estabilidade de barragens de rejeito alteadas pelo método de montante. 2000. 185 f. Dissertação (Mestrado em Geotecnia) – Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2000.

CAVALCANTE, A. L. B. Modelagem e simulação do transporte por arraste de sedimentos heterogêneos acoplado ao mecanismo de tensão deformação-poropressão aplicado a barragens de rejeito. 2004. 297 f. Tese (Doutorado em Geotecnia) – Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, Brasília, 2004.

CBGB - Comitê Brasileiro de Grandes Barragens - *Guia Básico de Segurança de Barragens*. Comissão Regional de Segurança de Barragens. Núcleo Regional de São Paulo, 1999, pág. 55.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

COLLE, G.A. (2008). Metodologias de análise de risco para classificação de barragens segundo a segurança. Dissertação de Mestrado. Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Recursos Hídricos e Ambiental. Universidade Federal do Paraná. 104 p.

CRUZ, P. T. 100 barragens brasileiras: casos históricos, materiais de construção, projeto. 2. ed., São Paulo: Oficina de Textos, 1996.

DAVIES, M. P.; MARTIN, T. E. Mine tailings dams: when things go wrong in proceedings of tailing dams. Las Vegas: Association of State Dam Safety Officials, U.S. Committee on Large Dams, 2000. p. 261-273.

DUNCAN, James Michael; WRIGHT, Stephen G.; BRANDON, Thomas L.. Soil strength and slope stability. Second edition. USA. 2014.

ELETROBRÁS - *Critérios de Projeto civil de Usinas Hidrelétricas*, 2003, pág. 197.

ESPÓSITO, T.J. (1995). Controle geotécnico da construção da barragem de rejeito – Análise da estabilidade de taludes e estudos de percolação. Dissertação de Mestrado em Geotecnia, Departamento de Engª. Civil, Universidade de Brasília, Brasília/DF, 159 p.

ESPÓSITO, T. J. (2000). Metodologia probabilística e observacional aplicada a barragens de rejeitos construídas por aterro hidráulico. Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília-DF. 363p.

FEAR, C.E. & ROBERTSON, P.K. (1995). Estimating the undrained strength of sand: a theoretical framework. Canadian Geotechnical Journal, 32(4), 859-870.

FERREIRA, João Luís Ferrás. Análise de estabilidade de taludes pelos métodos de Janbu e Spencer. Dissertação (mestrado) – Universidade do Porto, Faculdade de Engenharia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia. Porto, 2012.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

FIGUEIREDO, M.M. (2007). Estudo de metodologias alternativas de disposição de rejeitos para a mineração Casa de Pedra – Congonhas/MG. Dissertação de Mestrado. Escola de Minas, Núcleo de Geotecnia, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, MG. 100 p.

FRANCO, C.S.S.P.A (2008). Segurança de barragens: aspectos regulatórios. Dissertação de Mestrado. Escola de Engenharia Civil. Universidade Federal de Goiás, Goiânia, Brasil. 134 p.

HERNANDEZ, H.M.O. (2002) Caracterização geomecânica de rejeitos aplicada a barragens de aterro hidráulico, Dissertação de Mestrado, Departamento de Engenharia Civil, Universidade de Brasília, Brasília, DF, Brasil. 174 p.

HERNANDEZ, H.M.O. (2007). Ensaios de simulação de deposição hidráulica (ESDH) para a caracterização de rejeitos utilizados em barragens de aterro hidráulico. Tese de Doutorado. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. Universidade de Brasília, Brasília, DF. 186 p.

HERZA, Jiri; ASHLEY, Michael; THORP, James. Factor of Safety? – Do we use it correctly?

ISHIHARA, K. (1993). Liquefaction and flow failure during earthquakes. Geotechnique, 43(3), 351-415.

ISHIHARA, K.; TATSUOKA, F. &YASUDA, S. (1975). Undrained deformation and liquefaction under cyclic stresses, Soils and Foundations, 15(1): 29-44.

KEALY, C. e Busch, R. (1971). Determining seepage characteristics of mill-tailings dams by the finite-element method. U.S. Bureau of Mines, R1 7477.

KLOHN, E.J. The development of current tailings dam design and construction methods. In: WILSON. D. Design and construction of tailings dams. Colorado: Colorado School of Mine Press, 1981. p. 02-52.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

KOKUSHO, 2002 apud PENNA, L. R. Estudo da construção de aterros em depósitos estratificados de rejeitos de mineração. Dissertação de Mestrado, UFOP, 2008.

KRAMER, S.L. (1985). Liquefaction of sands due to non-seismic liquefaction. Dissertation submitted in partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor of Philosophy, University of California, Berkeley, January.

LESHCHINSKY, B. e AMBAUEN, S. In Equilíbrio Limite e Análise de Limite: Comparação entre problemas de referência sobre estabilidade de talude. Artigo publicado no Jornal de Engenharia Geotécnica e Geoambiental da Universidade de Oregon, maio de 2015.

LIMA, Luciana de Morais Kelly. Retroanálise da Formação de um Depósito de Rejeitos Finos de Mineração Construído pelo Método Subaéreo. Dissertação apresentada ao Programa de Pós-Graduação do Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, agosto de 2006.

LOPES, M.C.O. (2000). Disposição hidráulica de rejeitos arenosos e influência nos parâmetros e resistência. Dissertação de Mestrado. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, Brasil, 157 p.

LUMBANTORUAN, Partahi Mamora Halomoam. Probalistic post-liquefaction residual shear strength analyses of cohesionless soil deposits: aplication to the Kocaeli (1999) and Duzce (1999) earthquakes. Dissertação (Master of Science) – Virginia State University, Virginia Polytechnic Institute, Civil and Environmental Engineering Department. Blacksburg, 2005.

MARTIN, T.E. Characterization of pore pressure conditions in upstream tailing dams. In: Tailings and mine waste'99. Rotterdam, 1999. p. 303-313. (ISBN 9058090256).

MILONAS, J. G. Análise do processo de reconstituição de amostras para caracterização do comportamento de barragens de rejeito de minério de ferro em aterro hidráulico. 2006. 146 f. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, Brasília, 2006.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

MOTTA, H.P.G. (2008). Comportamento de um rejeito de transição em centrífuga geotécnica. Dissertação de Mestrado. COPPE, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ. 132 p.

NADIM, Farrokh. Tools and strategies for dealing with uncertainty in geotechnics. Probabilistic methods in geotechnical engineering. International center for mechanical sciences. Italy, 2007.

NETO, João Pimenta Freire. Estudo da liquefação estática em rejeitos e aplicação de metodologia de análise de estabilidade. Dissertação apresentada ao Curso de Mestrado em Geotecnia da Universidade Federal de Ouro Preto - UFOP. Ouro Preto/MG, 2009.

OLSON, S. M. (2001). Liquefaction analysis of level and sloping ground using field case histories and penetration resistance. Ph.D. thesis, University of Illinois at Urbana-Champaign, Urbana, Ill.

OLSON, S.M. AND STARK, T.D. (2003a). Yield strength ratio and liquefaction analysis of slopes and embankments. ASCE Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 129(8), 727-737.

OLSON, S.M. AND STARK, T.D. (2003b). Use of laboratory data to confirm yield and liquefied strength ratio concepts. Canadian Geotechnical Journal, 40(6), 1164-1184.

PENNA, Lorena Romã. Estudo da construção de aterros em depósitos estratificados de rejeitos de mineração. Dissertação de Mestrado do Programa de Pós-graduação em Engenharia Mineral da Universidade Federal de Ouro Preto – UFOP, Ouro Preto/MG, 2008.

PERINI, D.S. (2009). Estudo dos processos envolvidos na análise de riscos de barragens de terra. Dissertação de Mestrado em Geotecnia. Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF. 128p.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

PETRONILLO, M.R. (2010). Avaliação do comportamento geotécnico de pilhas de estéril por meio de análise de risco. Dissertação de Mestrado. Escola de Minas. Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, MG. 137 p.

POULOS, S. J. (1981). The steady state of deformation. Journal of the Geotechnical Engineering Division, ASCE, volume 107, n. GT5, 553-562.

POULOS, S.J., CASTRO, G. & FRANCE, J.W. (1985). Liquefaction evaluation procedure. Journal of Geotechnical Engineering Division, ASCE, v. 111, n. 6, 772-792.

PRESOTTI, E.S. (2002). Influência do teor de ferro nos parâmetros de resistência de um rejeito de minério de ferro. Dissertação de Mestrado em Geotecnia. Departamento de Engenharia Civil da Escola de Minas da Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, MG, 153 p.

REYNOLDS, O. (1885). On the dilatancy of media composed of rigid particles in contact. With experimental illustrations. Phil. Mag. 20, 469-482.

RIBEIRO, L. F. M. Simulação física do processo de formação dos aterros hidráulicos aplicado a barragens de rejeitos. 2000. 235 f. Tese (Doutorado em Geotecnia) – Faculdade de Tecnologia, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 2000.

ROCHE, C., Thygesen, K., Baker, E. (Eds.) 2017. Mine Tailings Storage: Safety Is No Accident. A UNEP Rapid Response Assessment. United Nations Environment Programme and GRID - Arendal, Nairobi and Arendal.

RUSSO, F.M. (2007). Comportamento de barragens de rejeito construídas por aterro hidráulico: caracterização laboratorial e simulação numérica do processo construtivo. Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF. 295p.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

SANTOS, A. G. Influência do teor de ferro na condutividade hidráulica saturada de um rejeito de minério de ferro. 2004. 191 f. Dissertação (Mestrado em Geotecnia) – Escola de Minas, Universidade Federal de Minas Gerais, Ouro Preto, 2004.

SILVA, W.P. (2010). Estudo do potencial de liquefação estática de uma barragem de rejeito alteada para montante aplicando a metodologia de Olson (2001). Mestrado Profissional em Engenharia Geotécnica, Universidade Federal de Ouro Preto, Ouro Preto, MG. 120p.

SITHARAM, T. G.; HEGDE, A. *Stability analysis of rock-fill tailing dam: an Indian case study. International Journal of Geotechnical Engineering*. 2016.

SLADEN, J.A.; D'HOLLANDER, R.D. & KRAHN, J. (1985). The liquefaction of sands, a collapse surface approach. Canadian Geotechnical Journal, 22, 564-578.

SMALL, Andy. Segurança de Barragens no Canadá: Panorama para a Comissão do Senado Brasileiro. BRASIL. 2015

SOARES, L. Barragens de Rejeitos – Metodologia de implantação, operação e manutenção. São Paulo: EPUSP, 1998. 74p. Apostila para a disciplina de pós-graduação do Departamento de Minas e de Petróleo, PMI-5883 - Barragens de Rejeitos – Metodologia de implantação, operação e manutenção.

SOUZA JÚNIOR, G.R. Ruptura de taludes em barragens de contenção de rejeitos devido ao desenvolvimento de subpressões. 2003. 113p. Dissertação (Mestrado) – Engenharia de Minas, Escola Politécnica da Universidade de São Paulo, São Paulo, 2003.

SOUZA PINTO, C. de. Curso básico de mecânica dos solos. Oficina de Textos. São Paulo, 2000.

SPENCER, E., 1967, "A Method of Analysis of the Stability of Embankments Assuming Parallel Inter-Slice Forces", Geotechnique, v. 17, pp. 11-26.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

TERZAGHI, K.; PECK, R.B.; MESRI, G. Soil mechanics in engineering practice. 3ª edição. New York: Ed. John Wiley & Sons, 1996.

TORRES, C. Carranza e HORMAZABAL, E. Computational tools for the determination of factor of safety and location of the critical failure surface for slopes in Mohr-Coulomb dry ground. Slope Stability 2018, Sevilla, Spain.

TRONCOSO, J.H., (1997). Geotechnics of Tailings dams and sediments. International Congress of Environmental Geotechnics, ICEG. 1405-1423 pp.

USACE - U.S. Army Corps of Engineer – Engineering and Design - EM-1110-2-1902 - Slope Stability, 2003, pag. 3-2.

VAID, Y.P. & THOMAS, J. (1995). Liquefaction and post-liquefaction behavior of sand. Journal of Geotechnical Engineering, ASCE, 121(2), 163-173.

VANDEN BERGUE, J.F., Ballard, J.C., Wintgens, J.F. e List, B. (2011). Geotechnical risks related to tailings dam operations. Proceedings Tailings and Mine Waste 2011, Vancouver, BC. 11 p.

VICK, S.G. (1983). Planning, design, and analysis of tailing dams. John Wiley & Sons, New York, USA. 369 p.

VILHETE, Didoney Fernandes. Retroanálise da ruptura do talude de montante da Barragem do Açu no final do período construtivo. Dissertação (mestrado) – Universidade Federal do Rio Grande do Norte, Centro de Tecnologia, Programa de Pós-Graduação em Engenharia. Natal, RN, 2017.

YAMAMURO, J.A. & LADE, P.V. (1998). Steady-state concepts and static liquefaction of silty sands. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, ASCE, 124(9), 868-877.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

**ANEXO I**

**DIGITAL VIDEO DISC (DVD), contendo cópia dos arquivos digitais dos documentos analisados**

Os arquivos digitais seguem em 01 (uma) mídia ótica do tipo *Digital Vídeo Disc* (DVD), constante deste Anexo do Laudo. A fim de garantir a integridade dos dados armazenados no DVD, foi efetuada autenticação eletrônica (hash) dos arquivos contidos na mídia óptica, utilizando-se, para isso, de programa que implementa o algoritmo de domínio público *SecureHashAlgorithm*de 256 *bits* (SHA-256). O resultado com os *hashes* dos arquivos formou um arquivo único de nome "hashes.txt" que também foi submetido à autenticação cujo resultado, hash dos hashes, significa a autenticação de todo o conteúdo do DVD encaminhado e está apresentado a seguir:

ae714353fb76fc93be55122aff5016430fa5342fe8a569a7bea0a9ad1b2fbf24

Dessa forma, qualquer alteração do conteúdo da mídia óptica em anexo (remoção, acréscimo, alteração de arquivos ou partes de arquivos), bem como sua substituição por outro com teor diferente, pode ser detectado, pois qualquer modificação resultará em um código de integridade distinto. O procedimento de verificação consiste em comparar os códigos de integridade obtidos dos arquivos gravados com aqueles existentes no arquivo "hashes.txt", tomando-se a precaução de primeiramente verificar a integridade do próprio arquivo "hashes.txt", que deverá coincidir com o código apresentado acima.

Para verificar a integridade das mídias óticas apensadas, qualquer programa que suporte o algoritmo SHA-256 pode ser utilizado. O processo de verificação envolve duas etapas que devem ser executadas para cada mídia: (1) cálculo da integridade do arquivo

A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº .2200-2, de 24 de agosto de 2001.

"hashes.txt" e comparação com o resultado presente neste laudo e (2) cálculo da integridade dos arquivos contidos na mídia e comparação com os registrados no arquivo "hashes.txt".

Um dos programas que pode ser utilizado para realizar essa verificação é o FSUM, disponível gratuitamente na Internet no endereço http://www.slavasoft.com.

Utilizando esse programa, as seguintes etapas devem ser executadas (assumindo que a mídia ótica a ser verificada esteja na unidade "d:"):

a) etapa 1: na linha de comando, a partir do diretório do programa, digitar: fsum -d"d:" –sha256 hashes.txt
b) etapa 2: em seguida, digitar:

fsum -jf -d"d:" -c hashes.txt

O resultado da etapa (1) deve ser idêntico ao presente na Tabela 1. O resultado da etapa (2) deve ser a correta verificação de todos os arquivos presentes na mídia, sem nenhuma falha. Com isso, garante-se a autenticidade da mídia e a integridade do seu conteúdo.



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.

**DVD**



A forma eletrônica deste documento contém assinatura digital que garante sua autenticidade, integridade e validade jurídica, nos termos da Medida Provisória nº 2.200-2, de 24 de agosto de 2001.