UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA “JÚLIO DE MESQUITA FILHO”
FACULDADE DE ENGENHARIA
CAMPUS DE ILHA SOLTEIRA

YURI TAGLIERI SÁO

INVESTIGAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA INFLUÊNCIA DE EFEITOS DE INÉRCIA EM ESCOAMENTOS DE FLUIDOS VISCOPLÁSTICOS MODELADOS COMO RUPTURA DE BARRAGEM

ILHA SOLTEIRA
2021

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA
"JÚLIO DE MESQUITA FILHO"

YURI TAGLIERI SÁO

INVESTIGAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA INFLUÊNCIA DE EFEITOS DE INÉRCIA EM ESCOAMENTOS DE FLUIDOS VISCOPLÁSTICOS MODELADOS COMO RUPTURA DE BARRAGEM

Dissertação apresentada à Faculdade de Engenharia - UNESP – Campus de Ilha Solteira, para obtenção do título de Mestre em Engenharia Mecânica.
Área de conhecimento: Ciências Térmicas.

Prof. Dr. Geraldo de Freitas Maciel
Orientador

ILHA SOLTEIRA
2021

FICHA CATALOGRÁFICA
Desenvolvido pelo Serviço Técnico de Biblioteca e Documentação

S239i

Sáo, Yuri Taglieri.
Investigação numérico-experimental da influência de efeitos de inércia em escoamentos de fluidos viscoplásticos modelados como ruptura de barragem / Yuri Taglieri Sáo. -- Ilha Solteira: [s.n.], 2021
152 f. : il.

Dissertação (mestrado) - Universidade Estadual Paulista. Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira. Área de conhecimento: Ciências Térmicas, 2021

Orientador: Geraldo de Freitas Maciel
Inclui bibliografia

1. Fluidos não-Newtonianos. 2. Ruptura de barragem. 3. *Slump Test.* 4. Simulação numérica. 5. Reometria.

Raiane da Silva Santos
Supervisora Técnica de Seção
Seção Técnica de Referência, Atendimento ao usuário e Documentação
Diretoria Técnica de Biblioteca e Documentação
CRB/8 - 9999

UNIVERSIDADE ESTADUAL PAULISTA

Câmpus de Ilha Solteira

CERTIFICADO DE APROVAÇÃO

TÍTULO DA DISSERTAÇÃO: INVESTIGAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DA INFLUÊNCIA DE EFEITOS DE INÉRCIA EM ESCOAMENTOS DE FLUIDOS VISCOPLÁSTICOS MODELADOS COMO RUPTURA DE BARRAGEM

AUTOR: YURI TAGLIERI SÁO

ORIENTADOR: GERALDO DE FREITAS MACIEL

Aprovado como parte das exigências para obtenção do Título de Mestre em ENGENHARIA MECÂNICA, área: Ciências Térmicas pela Comissão Examinadora:

Prof. Dr. GERALDO DE FREITAS MACIEL (Participaçao Virtual)
Departamento de Engenharia Civil / Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira - UNESP

Prof. Dr. TOBIAS BERNWARD BLENINGER (Participaçao Virtual)
Departamento de Engenharia Ambiental / Universidade Federal do Paraná - UFPR

Prof. Dr. CHENG LIANG YEE (Participaçao Virtual)
Departamento de Engenharia de Construção Civil / Universidade de São Paulo - USP

Ilha Solteira, 30 de abril de 2021

À minha mãe Fátima Aparecida e à minha avó Jacira.

AGRADECIMENTOS

Aos meus pais, Fátima Aparecida Taglieri e Jaime Keiji Sao, por darem todo amor, carinho e apoio que um filho poderia querer.

Aos meus tios e também padrinhos, Elenice Taglieri e Amaury Romagnoli, por sempre acreditarem em mim e por servirem de exemplo para minha vida.

Aos meus avós Jacira e José (*in memoriam*) e meu tio Augusto Henrique, que sempre estiveram junto comigo, seja presencialmente, seja de coração.

Aos meus queridos amigos de infância, praticamente irmãos, Gabriel, Paulo Victor, João Gustavo, Paola, Thiago, Bruno Brito e Paulo Mateus, por todas risadas, apoios mútuos e momentos inesquecíveis que passamos juntos.

Aos meus amigos de faculdade, seja da UNICAMP, seja da UNESP, em especial: Juan, Tadeu, Camila Cassola, Vinícius Costa e Vinicius Freitas, por toda companhia nesses anos, toda ajuda, risadas e algumas noites viradas.

Ao Professor Geraldo de Freitas Maciel, por ter acreditado no meu potencial, me orientado (aguentado) por vários anos e construído uma base para eu ser não somente um bom cientista, mas também um ser humano correto e decente. Tenho a honra de ter sido seu orientado, visto que, certamente, é a pessoa que mais admiro quanto ao saber científico.

Aos meus amigos de pesquisa que conheci nessa jornada. À Professora Fabiana, que me ajudou no começo da minha caminhada como pesquisador. Aos amigos João Batista, André, Evandro, Renan, Maria Eduarda e Mateus Bolinha, pelas inúmeras ajudas, científicas ou não, e por tornarem o laboratório um local mais agradável. Ao Professor Guilherme Fiorot, por quem possuo grande admiração, tanto como pessoa quanto como pesquisador.

Por fim, dedico também este trabalho ao meu melhor amigo Alex Sander, por todo companheirismo e risadas desde nossa 1ª série, à minha amiga de longa data Amanda Szajnbok, pelas conversas e apoio nos últimos anos, e à Taynara, que muito me apoiou antes e durante a fase de mestrado.

Agradeço à Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior (CAPES) - Código de Financiamento 001 pelo suporte financeiro, necessário para a realização deste trabalho.

"As long as you are learning, you are not failing."
(Bob Ross)

RESUMO

A modelagem de escoamentos de fluidos viscoplásticos como rupturas de barragens (*dam-breaks*) possui grande importância em aplicações industriais e no estudo de desastres naturais, seja como técnica alternativa para inferir parâmetros reológicos, seja como modelo simplificado da hidrodinâmica resultante de movimentos gravitacionais de massa. A literatura tem estudado os escoamentos *dam-breaks* em geometrias simplificadas, visando obter leis de evolução da frente viscoplástica através de abordagens analíticas, experimentais e numéricas. No entanto, os estudos realizados trazem lacunas a respeito da consideração da influência de efeitos de inércia (existentes durante a liberação do material represado) no escoamento produzido, tanto na fase transiente quanto no estado final (fase permanente). Tais efeitos dependem da reologia do fluido, das condições geométricas iniciais e do mecanismo de liberação do fluido represado, podendo vir a influenciar significativamente o escoamento. Nessa direção, o presente trabalho visa investigar numérico-experimentalmente a influência do efeito de inércia em dois escoamentos *dam-break* clássicos: o ensaio do abatimento de tronco de cone, ou *slump test*, e o escoamento em canal retangular e horizontal devido ao levantamento de uma comporta. Na vertente numérica, utiliza-se o método dos volumes finitos através do software ANSYS *Fluent* 14.5, define-se um protocolo de testes de sensibilidade para determinação de incertezas numéricas, e apresenta-se um estudo detalhado da adequabilidade de métodos de regularização da viscosidade aparente através da confrontação numérico-analítica do escoamento Hagen-Poiseuille com fluidos viscoplásticos, o que permite o prosseguimento da análise numérica dos casos estudados neste trabalho. Na vertente experimental, os ensaios de ambos os casos foram executados utilizando-se o fluido-teste gel de carbopol em diferentes concentrações. Os ensaios de *slump test* foram feitos utilizando um aparato automatizado de *slump test*, o qual reduz a influência de operadores e permite o controle da velocidade de levantamento do molde por meio de um sistema de levantamento pneumático e monitoramento da abatimento da amostra ao longo do tempo através de sensor à laser. Os ensaios em canal retangular foram realizados com velocidades de abertura da comporta controladas por meio de um sistema pneumático e os alcances da frente e profundidades em pontos fixos foram monitorados por filmagens e sensores de nível ultrassônicos, respectivamente. Através da confrontação numérico-experimental, concluiu-se que simulações do *slump test* são modeladas adequadamente somente se a velocidade de levantamento do molde for implementada, devido à significativa influência do efeito de inércia em escoamentos com alta razão de aspecto (H/L) e/ou baixa tensão limite de escoamento adimensional ($\tau_c/\rho g H$). Essa influência é confirmada pelos ensaios experimentais do escoamento *dam-break* em canal retangular e horizontal e respectivas simulações numéricas, variando-se a razão de aspecto, tensão limite de escoamento e velocidade de abertura da comporta.

Palavras-chave: Fluidos não-Newtonianos. Ruptura de barragem. *Slump Test*. Simulação numérica. Reometria.

ABSTRACT

The dam-break of viscoplastic fluids problem has significant importance in natural hazards studies and industrial applications. Such problem models the hydrodynamics of gravity-driven flows of land, mud and debris, while being able to present itself as an alternative technique to estimate rheological properties. Previous studies were able to characterize the behaviour of dam-break flows through theoretical, experimental and numerical approaches; however, there are only few works that explore the influence of inertial effects into the flow, both in the transient and steady regimes. Inertial effects exist during the release of the resting material and could exert significant influence into the flow, depending on: the rheology properties of the fluid; initial geometrical conditions; and the releasing mechanism of the material. In this context, this work aims to investigate numerical-experimentally the influence of inertial effects using two classical dam-break cases: 1) the slump test; and 2) the dam-break flow in a rectangular and horizontal channel. The numerical approach uses ANSYS Fluent 14.5 to perform simulations and defines a sensitivity-test protocol to estimate numerical uncertainties. A detailed study of viscosity regularization techniques through numerical-analytical confrontation of the Hagen-Poiseuille case with viscoplastic fluids is made, validating such techniques to be adequately used in dam-break flows simulations. The experimental approach uses carbopol gel as test-fluids in different concentrations. In order to perform reliable slump tests, an automated apparatus was used, assuring the lifting control of the Abrams cone, the monitoring of slump height over time through a laser sensor and less influence of operators in the test. The dam-break flows in rectangular and horizontal channel were perfomed using a pneumatic lifting device to lift the gate at different velocities, while the wave front was monitored through camera footage and ultrassonic sensors captured locally the flow depth. The numerical-experimental confrontation concluded that slump tests are only adequately simulated if the lifting velocity of the mould is included, due to the initial high aspect ratio (H/L) and/or the low dimensionless yield stress ($\tau_c/\rho g H$), which cause significant inertial effects. The influence of inertial effects is confirmed by the dam-break flow in a rectangular and horizontal channel case and respective numerical simulations, while varying initial aspect ratio, yield stress and lifting velocity of the gate.

Keywords: Non-Newtonian Fluids. Dam-break. *Slump Test*. Numerical simulation. Rheometry.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1 – Exemplo de frente viscoplástica escoando em canal seco devido ao levantamento de uma comporta. 21
Figura 1.2 – Exemplo do desenvolvimento da frente em um ensaio de *slump test* automatizado. 23
Figura 2.1 – Esquema do escoamento de fluido Newtoniano entre duas placas paralelas infinitamente longa nas direções transversal e longitudinal. . . 30
Figura 2.2 – Interpretação geométrica da viscosidade aparente η_{ap} e da viscosidade diferencial η_{dif} sobre uma curva de fluxo de um fluido de modelo reológico Herschel-Bulkley. 32
Figura 2.3 – Curvas de fluxo de diferentes modelos reológicos ajustadas a pontos experimentais. 36
Figura 2.4 – Volume de controle centrado no ponto P (VC_P) dividindo a face (área sombreada) no ponto f com o volume de controle centrado no ponto N (VC_N). Subescritos se referem aos pontos nos quais as variáveis são calculadas. ϕ se refere à qualquer propriedade intensiva de interesse, Γ aos termos difusivos e $\Delta\vec{r}$ o vetor direção entre os centroides considerados. 40
Figura 2.5 – Esquema simplificado do processamento de uma simulação numérica. . 45
Figura 2.6 – Atribuição da variável "fração de volume" da fase primária α_1 em volumes de controle discretos que compõem um domínio. Cor vermelha representa células preenchidas integralmente com fase primária, cor azul representa células preenchidas integralmente com fase secundária e a cor verde representa a interface. Linha contínua laranja é a interface real e a linha contínua magenta define a aproximação feita pelo método *Piecewise Linear Interface Construction* (*PLIC*). 47
Figura 2.7 – Função viscosidade aparente η dos modelos de O'Donovan e Tanner e de Papanastasiou para diferentes parâmetros regularizadores. Valores mais reduzidos de $\dot{\gamma}_c$ e valores mais elevados de m fornecem melhores ajustes em relação ao modelo teórico. 51
Figura 2.8 – Função viscosidade aparente η dos modelos implementados pelo *Fluent* 14.5 e *Fluent* 20.0 para diferentes parâmetros regularizadores. Valores mais reduzidos de $\dot{\gamma}_c$ fornecem melhores ajustes em relação ao modelo teórico. Notar o desvio do modelo *Fluent* 14.5 em relação ao modelo teórico. 52
Figura 3.1 – Esquema do perfil de velocidade em um escoamento interno em geometria radial. Nota-se a distinção entre região cisalhada e não-cisalhada. 56

Figura 3.2 – Fluxograma para obtenção das soluções analíticas da série de combinações de reologia dos fluidos e dinâmica do escoamento. 57
Figura 3.3 – Geometria e condições de contorno para a simulação do escoamento interno em duto circular. 58
Figura 3.4 – Exemplo de convergência oscilatória dos resíduos das equações governantes em função das iterações. 59
Figura 3.5 – Teste de sensibilidade de malha com as malhas refinada, intermediária e grosseira (M_1, M_2 e M_3, respectivamente) em pontos dispersos e a solução analítica em linha contínua. 62
Figura 3.6 – Confrontação numérico-analítica de perfis de velocidade para o fluido H02-R01 ($HB_T = 73,20$). Malha M_2 representada por pontos triangulares e redondos, e malha mais refinada na fronteira representada por pontos quadrados. Solução analítica indicada por linhas contínuas. . . . 64
Figura 3.7 – Confrontação numérico-analítica de perfis de velocidade para o fluido H02-R1 ($HB_T = 49,83$). Malha M_2 representada por pontos triangulares e redondos, e malha mais refinada na fronteira representada por pontos quadrados. Solução analítica indicada por linhas contínuas. 64
Figura 3.8 – Confrontação numérico-analítica de perfis de velocidade para o fluido H02-R10 ($HB_T = 33,91$). Malha M_2 representada por pontos triangulares e redondos, e malha mais refinada na fronteira representada por pontos quadrados. Solução analítica indicada por linhas contínuas. . . . 65
Figura 3.9 – Confrontação numérico-analítica dos perfis de velocidade para fluidos com diferentes números de Herschel-Bulkley HB_T. 66
Figura 3.10–Relação entre velocidades máximas analítica e numérica (u_a/u_n) em função do número de Herschel-Bulkley (HB_T) para diferentes métodos de regularização. Proximidade de $u_a/u_n = 1$ indica boa confrontação numérico-analítica. 67
Figura 3.11–Perfis de velocidade numéricos e analítico para análise de sensibilidade dos parâmetros regularizadores para o método de regularização adotado pelo *Fluent* 20.0. 69
Figura 3.12–Perfis de velocidade numéricos e analítico para análise de sensibilidade dos parâmetros regularizadores para o método de regularização de Papanastasiou. 70
Figura 3.13–Perfis de velocidade numéricos e analítico para análise de sensibilidade dos parâmetros regularizadores para o método de regularização de Tanner e O´Donovan. 71
Figura 4.1 – Aparato automatizado para ensaios de *slump test* e seus principais componentes. 78
Figura 4.2 – Curva de calibração do sensor à laser. 79

Figura 4.3 – Exemplo de curva de abatimento típica ajustada (linha contínua) aos dados brutos (pontos dispersos) por meio do modelo sigmoidal de Boltzmann. 80
Figura 4.4 – Protocolo experimental seguido para os ensaios de *slump test*. 81
Figura 4.5 – Esquema de funcionamento da técnica *layering*. 83
Figura 4.6 – Geometria e condições de contorno para o caso do *slump test* instantâneo. 84
Figura 4.7 – Condições de contorno e as condições iniciais para o caso gradual do *slump test*. 85
Figura 4.8 – Representação da malhagem do domínio espacial. 86
Figura 4.9 – Teste de sensibilidade de malha. 90
Figura 4.10–Teste de sensibilidade da discretização temporal através da variação da condição *CFL*. 91
Figura 4.11–Teste de sensibilidade do parâmetro taxa de deformação crítica $\dot{\gamma}_c$. . . . 92
Figura 4.12–Comportamento da velocidade de espalhamento V_E ao longo do tempo t para diferentes taxas de deformação críticas $\dot{\gamma}_c$. Detalhe mostrando as velocidades nos instantes finais do escoamento. 92
Figura 4.13–Teste de sensibilidade dos resíduos res como medida para definir o critério de convergência. 93
Figura 4.14–Comportamento da medida de abatimento S ao longo do tempo t para o método *Coupled* em diferentes critérios de convergência e para o método *PISO*. 94
Figura 4.15–Desenvolvimento das interfaces entre fluido-teste e ar ao longo do tempo para o caso instantâneo. 96
Figura 4.16–Confrontação numérico-experimental de curvas de abatimento ao longo do tempo para o caso instantâneo (Conjunto 1). 97
Figura 4.17–Confrontação numérico-experimental de velocidades de descida do material V_S ao longo do tempo t para o caso instantâneo (Conjunto 1). 98
Figura 4.18–Desenvolvimento das interfaces entre fluido-teste e ar ao longo do tempo para o caso gradual. 99
Figura 4.19–Confrontação numérico-experimental de curvas de abatimento ao longo do tempo para o caso gradual, com velocidade de subida do molde de $V_M = 50\ mm/s$ (Conjunto 1). 100
Figura 4.20–Confrontação numérico-experimental de velocidades de descida do material V_S ao longo do tempo t para o caso gradual, com velocidade de subida do molde de $V_M = 50\ mm/s$ (Conjunto 1). 100
Figura 4.21–Comparação do abatimento final S_∞ para todos os fluidos-teste do Conjunto 1 entre dados experimentais, resultados numéricos para o caso instantâneo e para o caso gradual. 101

Figura 4.22–Comparação do espalhamento final D_∞ para todos os fluidos-teste do Conjunto 1 entre dados experimentais, resultados numéricos para o caso instantâneo e para o caso gradual. 102
Figura 4.23–Ajuste Herschel-Bulkley (linhas contínuas) para géis de carbopol em concentrações mássicas de $0,17\%$, $0,20\%$ e $0,25\%$. Exemplo de conjunto de dados brutos obtidos por reometria clássica são representados por pontos. O intervalo de confiança de 1 desvio-padrão (x_σ) para cada concentração é representado pelas regiões sombreadas. 103
Figura 4.24–Calibração das velocidades de levantamento do molde. Apenas os pontos referentes ao deslocamento foram inclusos, desprezando-se os pontos com molde em repouso. As equações da reta e coeficientes de determinação são relacionados aos ajustes (linha contínua) de acordo com a cor correspondente. 104
Figura 4.25–Curvas de abatimento ao longo do tempo para géis de carbopol. Linhas contínuas representam resultados experimentais, linhas tracejadas representam resultados numéricos e regiões sombreadas se referem ao intervalo de confiança de 1 desvio-padrão (x_σ). As barras de incerteza numérica foram omitidas por questões de visualização. Curvas em laranja tracejadas se referem à $V_M = 25\ mm/s$, ensaio puramente numérico. . 105
Figura 4.26–Curvas de velocidade de descida do material V_D ao longo do tempo para os ensaios do Conjunto 2. Linhas contínuas representam velocidades de levantamento do molde normatizadas ($V_M = 50\ mm$) e linhas tracejadas representam velocidades de levantamento do molde não-normatizadas ($V_M = 150\ mm$). 106
Figura 5.1 – Esquema do canalete experimental utilizado, dimensões e posicionamento dos sensores ultrassônicos. Medidas em milímetros. 112
Figura 5.2 – Esquema do posicionamento dos sensores físicos para medição de velocidade de levantamento. Medidas em milímetros. 113
Figura 5.3 – Procedimento de tratamento de imagens para um único *frame*. 114
Figura 5.4 – Geometria e condições de contorno. 116
Figura 5.5 – Alcance da frente x_f ao longo do tempo t para três resoluções de malha Δx. Os pontos dispersos se referem à solução extrapolada para dados instantes do escoamento. 120
Figura 5.6 – Alcance máximo da frente x_f ao longo do tempo t para três discretizações temporais ($CFL_1 = 0,125$, $CFL_2 = 0,250$ e $CFL_3 = 0,500$). Os pontos dispersos se referem à solução extrapolada para dados instantes do escoamento. 120

Figura 5.7 – Evolução da frente do escoamento ao longo do tempo t para quatro taxas de deformação críticas ($\dot{\gamma}_{c_1} = 0,1$ s^{-1}, $\dot{\gamma}_{c_2} = 0,05$ s^{-1}, $\dot{\gamma}_{c_3} = 0,01$ s^{-1} e $\dot{\gamma}_{c_4} = 0,005$ s^{-1}). 121
Figura 5.8 – Campos de velocidade para gel de carbopol em concentração de $C_m = 0,15\%$ descrito na Tabela 9 nos instantes de tempo de $t = 0,116$ s e de $t = 0,398$ s. 121
Figura 5.9 – Campos de pressão para gel de carbopol em concentração de $C_m = 0,15\%$ descrito na Tabela 9 nos instantes de tempo de $t = 0,116$ s e de $t = 0,398$ s. 122
Figura 5.10–Evolução do alcance e alcance máximo da frente x_f em função do tempo t. Resultados experimentais são representados por pontos dispersos, resultados numéricos em caso bidimensional por linhas pontilhadas e em caso tridimensional por linhas contínuas. Cores dos pontos e linhas estão relacionadas aos fluidos testados (Tabela 8). 123
Figura 5.11–Resultados reométricos dos fluidos-teste em concentrações de $0,15\%$ e $0,17\%$. 124
Figura 5.12–Comparação das curvas de evolução do alcance da frente (x_f) ao longo do tempo (t) entre o tratamento de imagens automatizado (linha contínua) e o tratamento manual (linhas pontilhadas). Cada cor representa uma velocidade de subida da comporta. Cores mais intensas se referem aos ensaios com gel de carbopol na concentração de $0,15\%$ e cores mais claras aos ensaios na concentração de $0,17\%$. 125
Figura 5.13–Contornos numéricos de superfície livre para gel de carbopol em concentração de $0,15\%$. Linhas contínuas referem-se às simulações com velocidade máxima de subida da comporta e linhas pontilhadas referem-se às simulações com velocidade mínima de subida da comporta. Cada cor corresponde a um instante de tempo. 126
Figura 5.14–Contornos numéricos de superfície livre para gel de carbopol em concentração de $0,17\%$. Linhas contínuas referem-se às simulações com velocidade máxima de subida da comporta e linhas pontilhadas referem-se às simulações com velocidade mínima de subida da comporta. Cada cor corresponde a um instante de tempo. 127
Figura 5.15–Confrontação numérico-experimental da evolução do alcance da frente (x_f) ao longo do tempo (t) para ensaios com concentração de $0,15\%$ e diferentes velocidades de subida da comporta. Linhas contínuas se referem aos dados experimentais e linhas pontilhadas aos dados numéricos tridimensionais. Cada cor corresponde a uma velocidade de subida da comporta. A região sombreada se refere à incerteza experimental. 128

Figura 5.16–Confrontação numérico-experimental da evolução do alcance da frente (x_f) ao longo do tempo (t) para ensaios com concentração de $0,17\%$ e diferentes velocidades de subida da comporta. Linhas contínuas se referem aos dados experimentais e linhas pontilhadas aos dados numéricos tridimensionais. Cada cor corresponde a uma velocidade de subida da comporta. A região sombreada se refere à incerteza experimental. 129
Figura 5.17–Desenvolvimento da profundidade do escoamento h aferida pelos sensores ao longo do tempo t para ensaios de concentração $0,15\%$. Pontos dispersos se referem aos dados experimentais e linhas contínuas se referem aos dados numéricos. Cada cor corresponde a uma velocidade de subida da comporta. A região sombreada se refere à incerteza experimental. 130
Figura 5.18–Desenvolvimento da profundidade do escoamento h aferida pelos sensores ao longo do tempo t para ensaios de concentração $0,17\%$. Pontos dispersos se referem aos dados experimentais e linhas contínuas se referem aos dados numéricos. Cada cor corresponde a uma velocidade de subida da comporta. A região sombreada se refere à incerteza experimental. 131
Figura 5.19–Alcance da frente normalizado pelo comprimento inicial de fluido (X_F/L) em função do número de Bingham generalizado (Bn). A região sombreada indica a abrangência do estudo e é delimitada por funções de ajuste exponencial em linhas pontilhadas. Os resultados experimentais deste trabalho e de Minussi e Maciel (2012) são incluídos na análise, representados por pontos em cor magenta. 132

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Propriedades dos fluidos-teste. 61
Tabela 2 – Parâmetros calculados do método *GCI*. 63
Tabela 3 – Testes de sensibilidade avaliados com os respectivos valores de parâmetros numéricos e método de acoplamento. 87
Tabela 4 – Características dos géis de carbopol (G) e lamas cauliníticas (L) do Conjunto 1 (C1) de dados. Todos ensaios foram realizados com velocidade de levantamento do molde de 50 mm/s (V_M50). 89
Tabela 5 – Características dos géis de carbopol (G) do Conjunto 2 (C2) de dados. 89
Tabela 6 – Parâmetros calculados do método *GCI* para o teste de malha e extrapolação similar ao método *GCI* para demais testes. 95
Tabela 7 – Testes de sensibilidade avaliados com os respectivos valores de parâmetros numéricos e método de acoplamento. 117
Tabela 8 – Características dos fluidos-teste do Conjunto 1. 118
Tabela 9 – Características dos fluidos-teste do Conjunto 2 e velocidades de levantamento da comporta testadas. 118

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 18
1.1 OBJETIVOS 25
1.2 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO 25

2 BASE TEÓRICA 27
2.1 REOLOGIA 27
2.1.1 Grandezas fundamentais 29
2.1.2 Modelos reológicos 30
2.1.2.1 *Fluidos Newtonianos* 31
2.1.2.2 *Fluidos não-Newtonianos* 31
2.2 FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL 36
2.2.1 Generalidades do método dos volumes finitos 39
2.2.1.1 *Divisão do domínio espacial em volumes de controle* 40
2.2.1.2 *Integração das equações governantes* 40
2.2.1.3 *Discretização e linearização das equações algébricas* 41
2.2.1.4 *Modelagem de uma simulação numérica* 44
2.2.2 Rastreamento de interface 45
2.2.2.1 *Método Volume of Fluid (VoF)* 46
2.2.2.2 *Método Coupled Level-Set/VoF (CLSVoF)* 49
2.2.3 Regularização da função viscosidade aparente 49

3 AVALIAÇÃO DE MÉTODOS DE REGULARIZAÇÃO EM ESCOAMENTOS INTERNOS DE FLUIDOS VISCOPLÁSTICOS 53
3.1 INTRODUÇÃO 53
3.2 OBJETIVO 55
3.3 METODOLOGIA 55
3.3.1 Solução analítica do perfil de velocidade do escoamento Hagen-Poiseuille para fluidos Herschel-Bulkley 55
3.3.2 Procedimento numérico 58
3.3.2.1 *Geometria, condições de contorno e métodos numéricos* 58
3.3.2.2 *Teste de sensibilidade de malha e quantificação de incertezas* 59
3.3.2.3 *Descrição dos casos-teste* 60
3.4 RESULTADOS E DISCUSSÃO 62
3.4.1 Teste de sensibilidade de malha 62
3.4.2 Confrontação numérico-analítica 65
3.5 CONCLUSÃO 71

4 CONFRONTAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO ENSAIO *SLUMP TEST* 72
4.1 INTRODUÇÃO 72
4.2 OBJETIVO 75
4.3 METODOLOGIA 75
4.3.1 Vertente experimental 76
4.3.1.1 *Fluido-teste* 76
4.3.1.2 *Procedimento de caracterização reológica* 77
4.3.1.3 *Aparato experimental automatizado de slump test* 77
4.3.2 Vertente numérica 81
4.3.2.1 *Modelagem numérica* 82
4.3.2.2 *Geometria, condições de contorno e métodos numéricos* 84
4.3.2.3 *Esquemas numéricos de discretização* 86
4.3.2.4 *Testes de sensibilidade dos parâmetros numéricos* 86
4.3.2.5 *Ensaios de slump test avaliados* 88
4.4 RESULTADOS E DISCUSSÃO 89
4.4.1 Testes numéricos de sensibilidade e incertezas numéricas 90
4.4.1.1 *Resolução de malha* 90
4.4.1.2 *Discretização temporal* 90
4.4.1.3 *Taxa de deformação crítica* 91
4.4.1.4 *Resíduos* 92
4.4.1.5 *Comparação entre os métodos PISO e Coupled* 93
4.4.1.6 *Composição de incertezas sobre o abatimento final* 93
4.4.2 Confrontação numérico-experimental dos ensaios do Conjunto 1 95
4.4.2.1 *Caso instantâneo* 95
4.4.2.2 *Caso gradual* 98
4.4.3 *Resultados experimentais dos ensaios do Conjunto 2* 102
4.4.4 *Confrontação numérico-experimental dos ensaios do Conjunto 2* 103
4.5 CONCLUSÃO 107

5 ESCOAMENTO DE FLUIDOS VISCOPLÁSTICOS MODELADO COMO RUPTURA DE BARRAGEM EM CANAL RETANGULAR E HORIZONTAL 109
5.1 INTRODUÇÃO 109
5.2 OBJETIVO 110
5.3 METODOLOGIA 110
5.3.1 Vertente experimental 111
5.3.1.1 *Fluidos-teste e caracterização reológica* 111
5.3.1.2 *Descrição do aparato experimental e do sistema de levantamento da comporta* 111

5.3.1.3 *Captura e processamento de dados: sensores ultrassônicos e câmeras* 112
5.3.1.4 *Determinação da altura de escoamento ao longo do tempo* 115
5.3.2 Vertente numérica 115
5.3.2.1 *Geometria, condições de contorno, condições iniciais e esquemas numéricos específicos* 116
5.3.2.2 *Testes numéricos de sensibilidade e incertezas numéricas* 116
5.3.2.3 *Ensaios simulados* 117
5.4 RESULTADOS E DISCUSSÃO 119
5.4.1 Testes numéricos de sensibilidade e incertezas numéricas 119
5.4.2 Confrontação numérico-experimental para ensaios do Conjunto 1122
5.4.3 Resultados experimentais e confrontação numérico-experimental para ensaios do Conjunto 2 123
5.4.3.1 *Tratamento de imagens automatizado* 124
5.4.3.2 *Confrontação numérico-experimental para ensaios do Conjunto 2* 125
5.4.4 Análise cruzada de parâmetros influenciadores no efeito de inércia130
5.5 CONCLUSÃO 132

6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES 134
6.1 CONCLUSÕES 134
6.2 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS 136
6.2.1 Vertente numérica 136
6.2.2 Vertente experimental 137

REFERÊNCIAS 138

ANEXO A CONTORNOS NUMÉRICOS DE SUPERFÍCIE LIVRE DO *SLUMP TEST* NO CASO INSTANTÂNEO 146

ANEXO B CONTORNOS NUMÉRICOS DE SUPERFÍCIE LIVRE DO *SLUMP TEST* NO CASO GRADUAL150

1 INTRODUÇÃO

Fluidos presentes em aplicações industriais e no estudo de desastres naturais podem exibir comportamento reológico distante daquele apresentado pela água limpa (MACIEL *et al.*, 2009; COUSSOT, 2017; COUSSOT, 2005; BIRD *et al.*, 1983). Tais fluidos, denominados não-Newtonianos, diferem da água e de outros fluidos Newtonianos ao apresentar uma ou mais das seguintes características: relação não-linear entre tensões de cisalhamento aplicadas e taxas de deformação resultantes, efeitos de pseudoplasticidade e viscoplasticidade, tixotropia, e em certos casos viscoelasticidade, dentre outras. Diante dessas diferenças, a hidráulica clássica não se mostra capaz de bem modelar as características do escoamento desses materiais, necessitando de uma abordagem de mecânica dos fluidos mais completa e mais complexa, dita não-Newtoniana. Essa abordagem exige o entendimento adequado do comportamento dos fluidos não-Newtonianos, seja através de técnicas de reometria clássica (BARNES; NGUYEN, 2001; COUSSOT; PIAU, 1994; SCHATZMANN, 2005), seja através de métodos expeditos de aferição de propriedades não-Newtonianas (PASHIAS *et al.*, 1996; COUSSOT; BOYER, 1995; ROUSSEL; COUSSOT, 2005; DINKGREVE *et al.*, 2016). Com comportamento reológico bem definido, os escoamentos de fluidos não-Newtonianos podem assim ser modelados adequadamente, apresentando previsões mais acuradas nos estudos de escoamentos presentes em aplicações industriais, bioengenharia, e em problemas ambientais, tais como os desastres naturais.

Os fluidos, ou materiais, não-Newtonianos são amplamente empregados no âmbito industrial. Na construção civil, por exemplo, pastas de cimento, argamassas e concretos, em estado fresco, apresentam características reológicas fortemente não-Newtonianas (FERRARIS; LARRARD, 1998; LARRARD *et al.*, 1998). Já na indústria mineradora, o bombeamento de lamas para a barragens de rejeitos, modeladas como fluidos não-Newtonianos (BOGER, 2000; BOGER, 2013), é a forma mais econômica de se dispor os resíduos sólidos no destino final (NGUYEN; BOGER, 1998). A indústria farmacêutica/cosmética, por sua vez, se utiliza de materiais de base polimérica para fabricar produtos que apresentem consistência mecânica durante o uso, como medicamentos, géis e cremes (CHHABRA; RICHARDSON, 2011). Assim, o entendimento da dinâmica e propriedades dos materiais não-Newtonianos nesses setores é imprescindível para a otimização de processos e dos produtos finais.

No contexto de desastres naturais, uma das grandes preocupações são os movimentos

gravitacionais de massa, tais como corridas de lama (*mudflows*), corridas de detritos (*debris flows*) e deslizamentos de terra (*landslides*), causados pela ação intensa da chuva em conjunção com a fragilidade do terreno. Fluxos de água gerados por chuva intensa em locais com topografia acentuada, como topos de encostas ou montanhas, escoam pelo terreno e transportam sedimentos (argila, silte, areia em diferentes granulometrias) e detritos. As partículas sólidas transportadas se acumulam ao longo do escoamento e, quando a concentração de sólidos na mistura é alta o suficiente (MACIEL *et al.*, 2009), as propriedades viscosas do fluxo são sensivelmente alteradas, passando a apresentar características não-Newtonianas. O potencial destrutivo desses fluxos é bastante preocupante quando somado com ações antrópicas errôneas, com a ocupação de áreas de risco em regiões de encostas, ou planícies de inundação, e "normalmente" por comunidades de baixa resiliência ou fruto mesmo de explorações imobiliárias, sem o total zelo do Estado. No Brasil, temos como maiores exemplos de capacidade de destruição das corridas de lamas e deslizamentos de terra os desastres de Caraguatatuba/SP em 1967, que resultou em cerca de 500 mortes, e da Região Serrana do Rio de Janeiro em 2011, que culminou em 950 mortos e 430 desaparecidos.

Ainda no escopo de desastres naturais, outro mecanismo capaz de ocasionar grandes movimentos de massa, não apenas por ação da natureza, mas notadamente por significativa ação antrópica, é o rompimento de barragem, sobretudo barragens de rejeitos de mineração. Por se tratarem de estruturas voltadas ao armazenamento de materiais "sem fins econômicos", as barragens de rejeitos normalmente são dimensionadas visando maior economia. Dessa forma, uma prática comum é utilizar o próprio rejeito como material constituinte da estrutura da barragem (ROUT *et al.*, 2013), expondo a estrutura a maiores riscos de falhas, como o *piping* e à liquefação (RICO *et al.*, 2008). O eventual rompimento de barragem gera uma onda a jusante e, dependendo do volume liberado, é capaz de causar danos inestimáveis de ordens social, econômica e ambiental. A possível negligência na segurança das barragens de rejeitos, dimensionadas visando a maior economia em detrimento da segurança, e a alocação de comunidades logo a jusante da barragem amplificam o cenário catastrófico. Exemplos recentes no Brasil são o rompimento da Barragem de Fundão em Mariana-MG (2015), que gerou danos ambientais sem precedentes na Bacia do Rio Doce e litoral brasileiro, e da Barragem 1 da Mina do Feijão em Brumadinho-MG (2019), desastre envolvendo barragem de rejeitos com maior número de vítimas, totalizando 259 mortos e 11 desaparecidos.

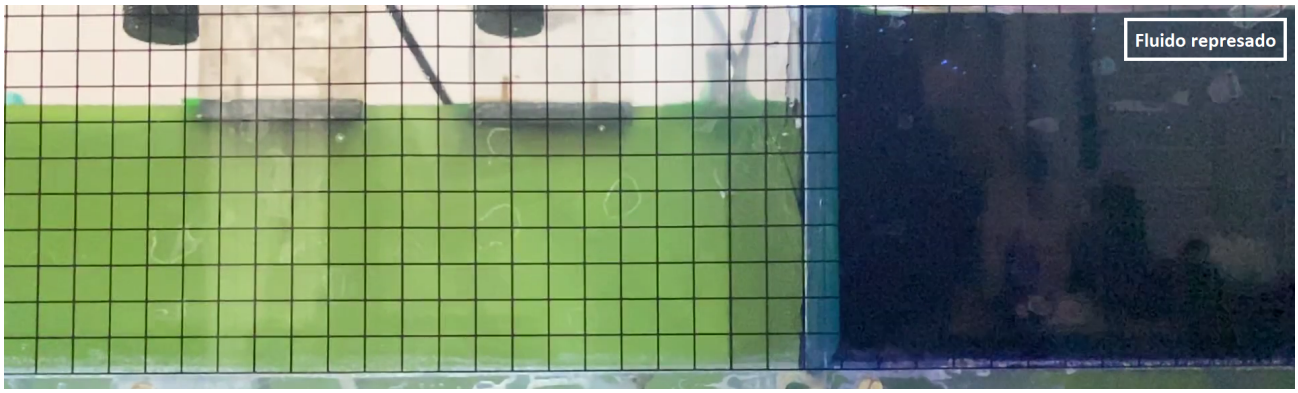
Diante da importância do estudo de escoamentos de fluidos não-Newtonianos, seja para indústria, seja para o entendimento de fenômenos naturais, a comunidade científica envida esforços para modelar e entender melhor e de forma mais assertiva a hidrodinâmica desses escoamentos. Os estudos visam entender como as propriedades do fluido, as escalas características e a dinâmica do fluido escoante influenciam nas previsões das características do escoamento. Sobretudo no contexto de desastres naturais,

algumas dificuldades são impostas aos pesquisadores relativas à reprodutibilidade dos escoamentos, como a variabilidade de terrenos e topobatimetria de canais naturais e a presença de materiais de difícil caracterização reológica, muitas vezes não-homogêneos com ampla faixa de granulometria. A modelagem física em escala reduzida desses fenômenos em laboratório ainda esbarra em custos elevados de implementação e operação, além da rarefação de pessoal especializado. Nessa perspectiva, a comunidade científica convenientemente generaliza os estudos em casos acadêmicos simplificados e aposta em modelos numéricos, em nível de anteprojeto, para simular o problema proposto sem a necessidade de grandes recursos. A avaliação numérica permite, assim, explorar diferentes cenários do problema, disponibilizando dados que auxiliam na implementação de modelos reduzidos em laboratórios e até mesmo no entendimento do fenômeno como um todo. Dessa forma, a generalização dos estudos de caso possibilita a aplicação das leis e conclusões obtidas para outros casos análogos aproximados, os quais podem ser analisados sob uma faixa de incerteza controlada e permitem o bom dimensionamento de estruturas, controle mais preciso de processos industriais e de ações de prevenção e mitigação de desastres naturais por parte de órgãos governamentais.

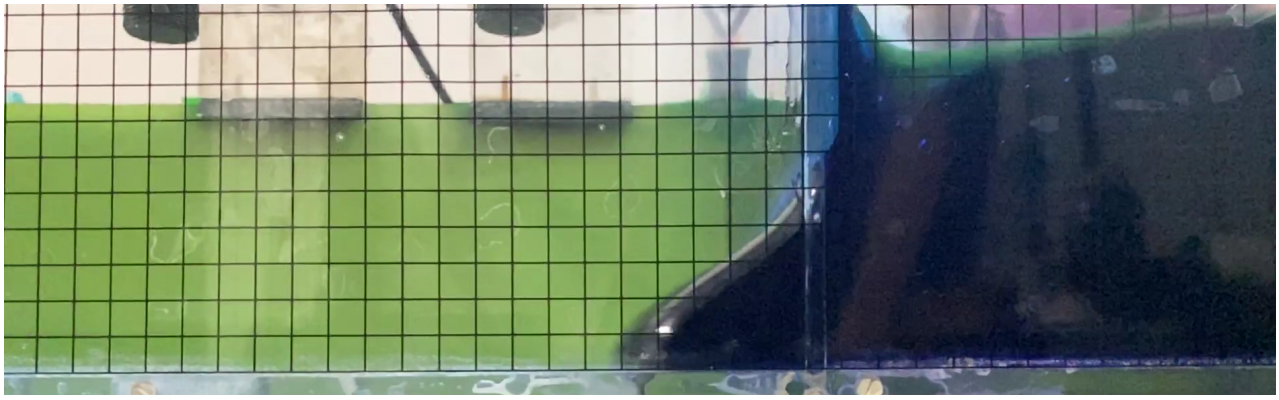
Nesse escopo, um caso acadêmico – não menos importante por esse fato, pelo contrário, bastante explorado na literatura – é o escoamento similar ao de uma ruptura de barragem (*dam-break*) em fluidos não-Newtonianos. Trata-se de um escoamento fortemente dependente do tempo com condições iniciais e de contorno bem definidas. No instante inicial ($t = 0$), um volume conhecido e pré-definido, em geometria e domínio espacial bastante simplificados (Figura 1.1a), permanece em repouso, represado por uma barreira física. No instante seguinte ($t = \Delta t$), a barreira física é abruptamente removida e o volume escoa a jusante no plano, gerando uma frente ao longo do tempo ($t > 0$) (Figuras 1.1b e 1.1c). O caso *dam-break* em fluidos não-Newtonianos se mostra bastante pertinente visto que muitos casos de movimentos gravitacionais de massa no âmbito de desastres naturais ocorrem devido à fluidificação do solo saturado de uma encosta ou dos rejeitos sólidos de uma barragem de rejeitos, acarretando no deslocamento repentino de um volume a jusante de forma semelhante a uma ruptura de barragem (ANCEY; COCHARD, 2009).

Além de ser pertinente na modelagem hidrodinâmica, a "relativa simplicidade" desse caso facilita abordagens analíticas, numéricas e experimentais, permitindo a obtenção de soluções exatas, de previsões utilizando códigos numéricos e de leis empíricas, já bastante exploradas na literatura (MINUSSI; MACIEL, 2012; DEBIANE, 2000; NSOM, 2000; WANG *et al.*, 2018). Em consequência dessa "simplicidade", casos *dam-break* são capazes de servir como base para técnicas alternativas de reometria com a finalidade de se obter características do fluido escoante. Propriedades de materiais de base mineralógica presentes em corridas de lamas e deslizamentos de terra, por exemplo, podem ser estimadas por meio de ensaios simples usando o *dam-break*, possibilitando a boa modelagem hidrodinâmica desses fenômenos (GAO; FOURIE, 2015b; LIU, 2018; KWAK *et al.*, 2005). No contexto

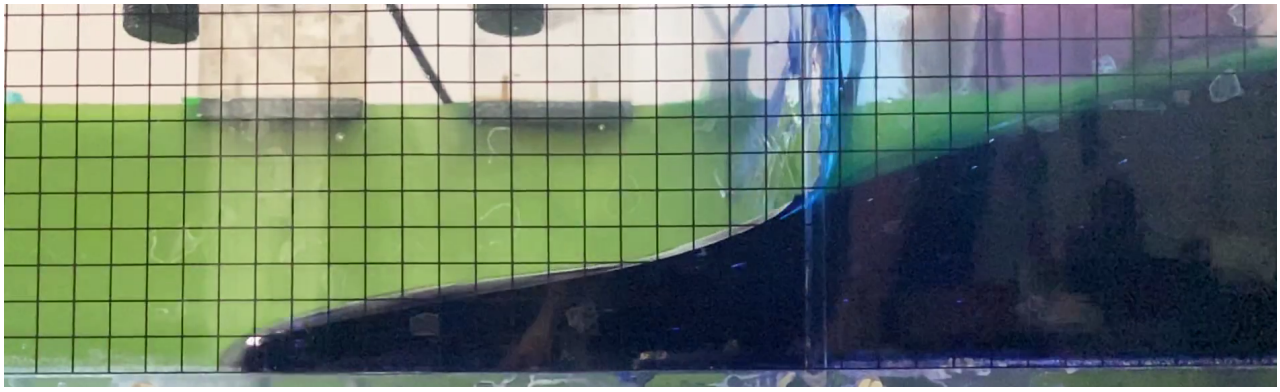
Figura 1.1 – Exemplo de frente viscoplástica escoando em canal seco devido ao levantamento de uma comporta.



(a) Fluido represado a montante da comporta.



(b) Instantes iniciais do escoamento devido ao levantamento da comporta.



(c) Escoamento da frente viscoplástica após levantamento completo da comporta.

Fonte: Próprio autor.

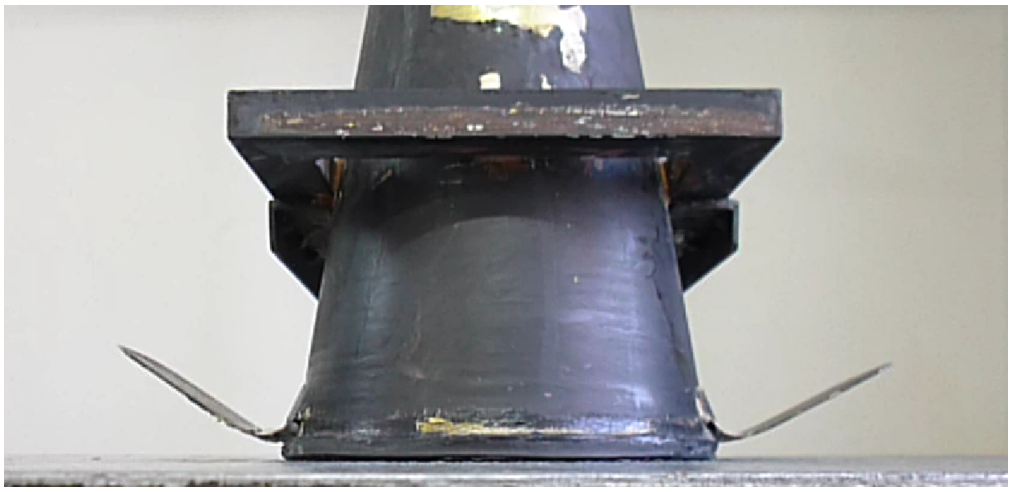
industrial, a indústria alimentícia comumente reproduz o *dam-break* em geometria planar através do ensaio do Consistômetro de Bostwick, permitindo avaliar a consistência de alimentos pastosos (BALMFORTH *et al.*, 2007; PERONA, 2005). Da mesma maneira, a construção civil realiza os ensaios de "caixa L" para avaliar a capacidade do concreto fresco passar por barras metálicas (NGUYEN *et al.*, 2006; THRANE *et al.*, 2004; CREMONESI *et al.*, 2010), semelhantes àquelas utilizadas em armaduras de vigas e pilares. Já a indústria mineradora e, novamente, a construção civil reproduzem o *dam-break* em geometria axissimétrica por meio de um mini-molde cilíndrico e do Cone de Abrams, respectivamente (CLAYTON *et al.*, 2003; BAUDEZ *et al.*, 2002; GAO; FOURIE, 2015a). Essa técnica é denominada pela literatura de *slump test*[1], ilustrada nas Figuras 1.2a, 1.2b e 1.2c, que visa não somente avaliar a trabalhabilidade de concretos frescos (PEREIRA, 2018), como também estimar a tensão limite de escoamento – importante parâmetro que descreve os efeitos de viscoplasticidade – em materiais de base cimentícia, polimérica e mineralógica, como em lamas de rejeitos para melhor gerenciar sua disposição em barragens de rejeitos (BOGER, 2013), por exemplo. O caso *dam-break*, portanto, se mostra de importância cruzada no estudo de escoamentos não-Newtonianos: é útil tanto para modelar a hidrodinâmica de frentes de fluidos não-Newtonianos quanto para avaliar características dos materiais escoantes.

Devido à grande importância do caso *dam-break*, suas pesquisas têm uma longa história de estudo (DRESSLER, 1954; WHITHAM, 1955; CHANSON *et al.*, 2006; NSOM *et al.*, 2000; DEBIANE, 2000; LIU *et al.*, 2016). Entretanto, apenas nas últimas décadas o caso *dam-break* de fluidos não-Newtonianos, sobretudo daqueles que apresentam comportamento viscoplástico, tem sido mais explorado pela literatura. A grande dificuldade ao se modelar fluidos viscoplásticos é a presença da tensão limite de escoamento, que introduz uma descontinuidade no desenvolvimento das equações governantes (MATSON; HOGG, 2007). Ao contrário de fluidos Newtonianos, fluidos viscoplásticos não escoam indefinidamente, mas tendem a atingir assintoticamente um estado estático, existindo o perfeito equilíbrio entre as forças de pressão e a tensão limite de escoamento (HUANG; GARCIA, 1998). Mesmo assim, desenvolvimentos importantes na vertente analítica foram alcançados (MATSON; HOGG, 2007; HUANG; GARCIA, 1998; ANCEY *et al.*, 2008) nessas décadas, paralelamente a estudos empíricos feitos tanto em geometria planar (BALMFORTH *et al.*, 2007; ANCEY; COCHARD, 2009), quanto em geometrias axissimétricas (PASHIAS *et al.*, 1996; CLAYTON *et al.*, 2003; ROUSSEL; COUSSOT, 2005).

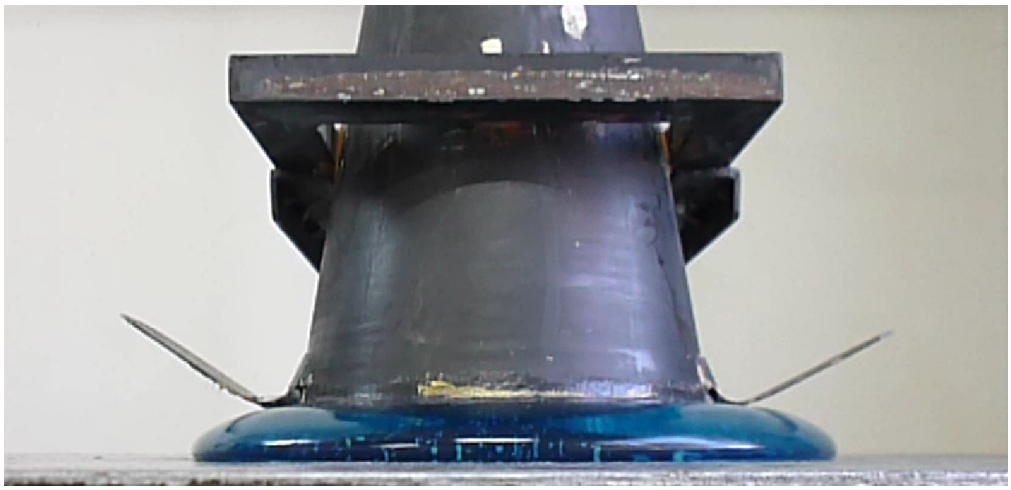
No sentido de complementar as análises teóricas e experimentais, estudos numéricos têm cada vez mais sido desenvolvidos devido ao aumento do poder computacional. Diversos métodos numéricos clássicos foram aplicados para resolver as equações governantes dos casos *dam-break* em fluidos não-Newtonianos, tais como o método de elementos finitos

[1] Técnica com origem na construção civil para avaliar a consistência e trabalhabilidade de concretos frescos.

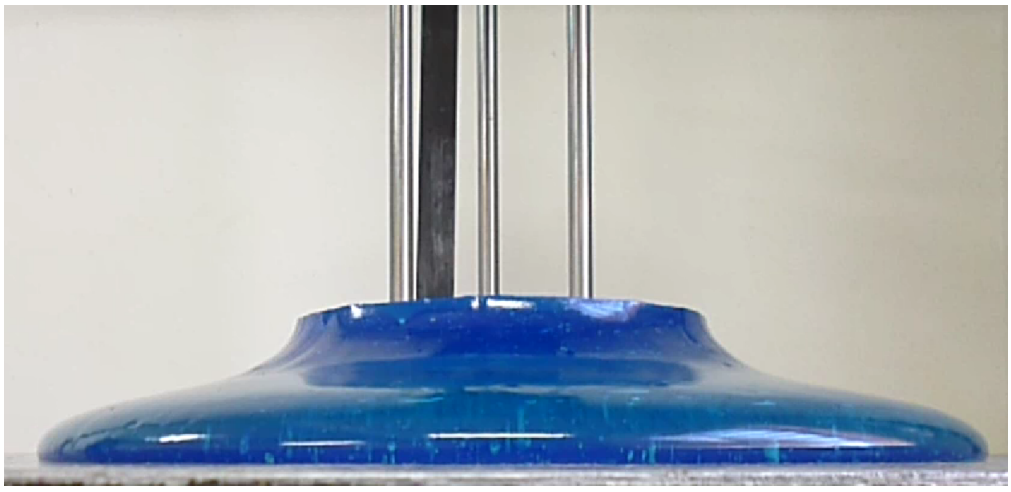
Figura 1.2 – Exemplo do desenvolvimento da frente em um ensaio de *slump test* automatizado.



(a) Fluido represado no interior do molde.



(b) Instantes iniciais devido ao levantamento do molde.



(c) Estado final da amostra.

Fonte: Próprio autor.

(SALAZAR *et al.*, 2016) e, principalmente, o método dos volumes finitos (MINUSSI; MACIEL, 2012; NIKITIN *et al.*, 2011) acoplado a métodos de rastreamento da superfície livre. Mais recentemente, os métodos lagrangeanos, como o método *Moving Particle Semi-implicit* (*MPS*) (XIE; JIN, 2016; MOTEZUKI *et al.*, 2015; MOTEZUKI, 2018) e o *Smoothed Particles Hydrodynamics* (*SPH*) (HOSSEINI *et al.*, 2016; SHAO; LO, 2003), têm sido empregados por não necessitarem de malha computacional e serem potencialmente adaptados a geometrias complexas. Afora as vantagens e desvantagens de uns em detrimentos de outros, os métodos clássicos, por exigirem discretizações finitas das equações governantes do escoamento, exigem estudo cuidadoso quanto à discretização espacial (malha) e temporal (passo de tempo). Inevitavelmente, tanto a malha quanto o passo de tempo geram erros ao longo da simulação, que definem e quantificam as incertezas das análises com a abordagem numérica. Em casos de simulações de fluidos viscoplásticos, a descontinuidade gerada pela tensão limite de escoamento exige a introdução de um parâmetro de regularização na função de viscosidade (FRIGAARD; NOUAR, 2005; BALMFORTH *et al.*, 2014), o qual também deve ser avaliado se gera incertezas no resultado final. Assim, é de extrema importância que estudos numéricos tragam a avaliação e quantificação dessas incertezas para que os resultados possam ser adequadamente confrontados com resultados teóricos e experimentais.

A vertente numérica possibilita a avaliação detalhada de uma variável pouco explorada na literatura de *dam-break* com fluidos não-Newtonianos: o efeito da velocidade de levantamento do obstáculo (V_M) na hidrodinâmica do escoamento. A subida do obstáculo, na prática, está intimamente ligada aos efeitos inerciais sobre o escoamento, que se mostram importantes em casos *dam-break* com alta razão de aspecto entre altura e comprimento do volume fluido inicial (VALETTE *et al.*, 2021) – maior energia potencial armazenada em forma de carga hidrostática – e/ou com alta fluidez do material escoante – menor resistência ao escoamento, adquirindo alta velocidade de descida do material. Enquanto rupturas graduais tendem a amenizar os efeitos de inércia, modelos de rupturas instantâneas ($V_M \to \infty$) são sensivelmente afetados pelos possíveis efeitos de inércia, influenciando em características importantes do escoamento, como a descida do material e a corrida da frente ao longo do tempo (fase transiente) e alcance final da frente. A presença ou não de efeitos de inércia é particularmente importante no caso do *slump test* como técnica alternativa de reometria, visto que tais efeitos podem afetar as dimensões da amostra final do ensaio e prejudicar a boa estimativa da tensão limite de escoamento. Estudos feitos com pastas de base mineralógica como fluido-teste verificaram a influência da velocidade de levantamento do molde nas amostras finais (THRANE *et al.*, 2004; GAO; FOURIE, 2015a); outros estudos reconhecem essa influência no *slump test*, mas prosseguiram na análise por meio da adoção de uma "viscosidade artificial" elevada, que reduzira a fluidez do material e, consequentemente, o efeito de inércia (ROUSSEL; COUSSOT, 2005).

Neste cenário, a dissertação é motivada pela existência de poucos estudos referentes

ao efeito de inércia em *dam-breaks* em reologia não-Newtoniana viscoplástica, pretendendo contribuir com análises dos efeitos de inércia em *dam-breaks* em geometrias planar – *dam-break* em canal horizontal retangular – e axissimétrica – ensaio do *slump test* automatizado. Utilizando a vertente numérica como principal frente de trabalho, este estudo avalia métodos de regularização para a viscosidade de fluidos viscoplásticos, apresenta um protocolo preciso para simulações numéricas, estabelecendo os limites do código numérico por meio da quantificação de incertezas numéricas com validações através de confrontações de resultados de experimentos físicos. Desta maneira, os aspectos relacionados aos efeitos de inércia – materialização numérica do obstáculo e fase transiente do escoamento – podem ser estudados e contribuir com o maior entendimento das consequências práticas ao se desprezar os mesmos em modelagens físicas e/ou numéricas.

1.1 OBJETIVOS

O objetivo desta dissertação de mestrado é avaliar como os efeitos de inércia afetam as propriedades finais de um escoamento *dam-break* em fluidos viscoplásticos. Para que essa avaliação seja adequada e coerente, os seguintes objetivos específicos são delineados:

- Escolher o bom método de regularização da função de viscosidade aparente para fluidos viscoplásticos;
- Quantificar as incertezas de parâmetros numéricos – tamanho do elemento de malha, número de Courant e parâmetro regularizador – sobre os resultados numéricos;
- Validação das simulações numéricas de *dam-break* em canal retangular e do *slump test* com resultados experimentais em diferentes velocidades de levantamento do obstáculo;
- Analisar numericamente a influência da velocidade de levantamento do obstáculo e da razão de aspecto (altura em relação ao comprimento do volume inicial) no alcance final da frente de um escoamento *dam-break* em geometria planar.

1.2 ESTRUTURA DA DISSERTAÇÃO

A presente dissertação de Mestrado é composta por 6 (seis) capítulos, conforme apresentados a seguir:

Neste Capítulo 1 é feita a introdução do trabalho ao apresentar a importância do estudo de *dam-breaks* em fluidos não-Newtonianos, a motivação do estudo dos efeitos de inércia nesses casos e os objetivos delineados.

O Capítulo 2 apresenta a base teórica para a compreensão da reologia de fluidos não-Newtonianos e de métodos numéricos de dinâmica dos fluidos computacional aplicados neste trabalho.

Os três capítulos seguintes (Capítulos 3, 4 e 5) possuem o formato de um trabalho independente, apresentando introdução, objetivo, metodologia, resultados e conclusão. Embora os estudos sejam apresentados de maneira independente, todos seguem uma lógica linear para atingir o objetivo geral almejado por esta dissertação.

O Capítulo 3 é dedicado à escolha do método de regularização de fluidos viscoplásticos. Apresentamos o caso-teste do escoamento Hagen-Poiseuille, por possuir solução analítica bem definida e ser de simples implementação numérica. Diferentes métodos de regularização são testados em diferentes condições de escoamento e de reologia, cujos resultados e conclusão fornecem a escolha do método de regularização usado nos próximos capítulos.

O Capítulo 4 estuda o *slump test* normatizado pela norma regulamentadora (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT, 1998) experimentalmente e numericamente. Descreve-se o ensaio do *slump test* realizado em um aparato experimental automatizado desenvolvido pela equipe, evitando incertezas de operação manual e fornecendo curva de descida do material ao longo do tempo. A parte numérica é submetida a testes de sensibilidade e ambas frentes de trabalho são confrontadas.

O Capítulo 5 explora o caso *dam-break* em canal retangular com diferentes velocidades de subida da comporta nas abordagens experimental e numérica. A parte experimental fornece dados reológicos dos fluidos-teste e de aferições de propriedades do escoamento utilizando sensores ultrassônicos (profundidade ao longo do tempo) e processamento de imagens (alcance da frente em função do tempo). A parte numérica apresenta um protocolo detalhado de testes de sensibilidade, quantificação de incertezas e simulação dos casos-teste através do código ANSYS *Fluent* 14.5. Ambas vertentes são confrontadas e verifica-se a validade do código numérico vis-à-vis os experimentos realizados neste trabalho e em trabalhos anteriores.

O Capítulo 6 apresenta as grandes conclusões da dissertação e recomendações para trabalhos futuros no tema tratado.

E, finalmente, as referências bibliográficas e anexos são mostrados na sequência do Capítulo 6.

2 BASE TEÓRICA

A propositura de estudo numérico de escoamentos não-Newtonianos tratada nesta dissertação exige a compreensão de duas grandes áreas da mecânica dos fluidos: a reologia e a fluidodinâmica computacional, mais conhecida como *Computational Fluid Dynamics* (*CFD*). Uma breve revisão conceitual de reologia é apresentada na seção 2.1, com a descrição de conceitos fundamentais e dos modelos reológicos mais empregados. A seguir, na seção 2.2, conceitos importantes de *CFD* serão apresentados com base no código computacional utilizado neste trabalho: o ANSYS *Fluent* 14.5. Esta escolha se deu pela conhecida capacidade dos métodos aplicados pelo pacote computacional em simular escoamentos com presença de superfície livre, como o método de discretização em Volumes Finitos, o modelo multifásico de rastreamento de fronteiras *Volume of Fluid* (*VoF*) e métodos de regularização de fluidos com presença de tensão limite de escoamento. Tais métodos são discutidos neste Capítulo na Seção 2.2.

2.1 REOLOGIA

O estudo da deformação de materiais sob ação de forças pode ser datado do século XVII, com as teorias de Hooke para sólidos elásticos, em 1676, e de Newton para fluidos viscosos, em 1687. Embora nos dias atuais sejam teorias sabidamente idealizadas, somente no século XIX os cientistas passaram a observar desvios dessas teorias, como relatado por Tanner (2000): em 1835, Weber observou o fenômeno hoje conhecido como "viscoelasticidade" em fios de seda durante a construção de galvanômetros; Maxwell, em 1867, propôs um modelo matemático para fluidos contendo propriedades elásticas; Schewedoff, em 1890, notou que a viscosidade de soluções gelatinosas dependia da taxa de deformação do escoamento. O crescente interesse em materiais de grande aplicação industrial no início do século XX, como borrachas, plásticos, tintas, polímeros, dentre outros, notadamente distantes dos comportamentos hookeano e newtoniano, potencializou as pesquisas referentes ao comportamento físico desses materiais. Essa conjuntura resultara na criação da reologia como um campo científico à parte, cujo nome foi cunhado por E. C. Bingham e aceito em 1929 com a fundação da *American Society of Rheology*.

O significado atribuído por Bingham à ciência da reologia é do "estudo das deformações e do escoamento da matéria", tratando, portanto, da análise das reações de um

material sob ação de forças externas ou de deformações. Diante dessa definição, podemos dizer que o "comportamento" de um material é a relação entre tensões e deformações/taxas de deformação, sendo também chamado de "comportamento reológico". Uma particular distinção da reologia em relação à mecânica dos fluidos básica, como a hidrodinâmica e aerodinâmica, é que buscamos entender o comportamento reológico de materiais cujas propriedades não são descritas pelos modelos ideais de Hooke e de Newton. Logo, a reologia trata de materiais com comportamentos reológicos não-lineares, estando presentes no espectro definido pelos limites dos sólidos elásticos de Hooke e dos fluidos newtonianos. Os materiais dentro do espectro mais próximos dos sólidos elásticos são denominados sólidos não-hookeanos e, da mesma maneira para os fluidos, os fluidos não-newtonianos.

Nesse contexto, o objetivo da reologia é estabelecer matematicamente a relação entre tensões aplicadas e deformações/taxas de deformação resultantes por meio das equações constitutivas. As equações constitutivas definem os modelos reológicos e permitem agrupar diversos materiais em um único modelo matemático dentro das mesmas escalas de tempo e de espaço. Exemplos simples de equações constitutivas são os próprios modelos de Hooke e de Newton, cujas tensões e deformações são relacionadas por propriedades reológicas – módulo de elasticidade e viscosidade absoluta, respectivamente. Os materiais estudados pela reologia apresentam equações constitutivas mais complexas, visto que estes apresentam fenômenos e comportamentos igualmente complexos, como a viscoelasticidade, viscoplasticidade, tixotropia, entre outros. Como citado, os modelos reológicos devem possuir escalas de tempo e de espaço pré-definidas para modelar adequadamente um material. O piche, por exemplo, quando observado em escalas de tempo reduzidas, apresenta comportamento de um sólido, mas em escalas muito longas de tempo (escala de anos de observação), demonstra-se ser um fluido muito viscoso. Já a escala de espaço determina a homogeneidade ou heterogeneidade de um material: suspensões, por exemplo, quando em escalas de espaço muito pequenas, são heterogêneas.

A reologia está presente em numerosas áreas de aplicação e é uma ciência bastante abrangente (MALKIN; ISAYEV, 2017). Para citar alguns materiais, temos na construção civil materiais de base cimentícia, cerâmicas, tintas e plásticos rígidos; polímeros, soluções, géis e cremes na indústria farmacêutica; alimentos em geral na indústria alimentícia, dentre outros. Na geofísica, a reologia trata de solos, lamas, detritos, neve e lavas vulcânicas; em áreas mais recentes, como a bioengenharia, avalia-se o comportamento de ossos, músculos e fluidos corporais como o sangue, saliva e líquido sinovial. Sendo esses alguns poucos exemplos do escopo de materiais que a reologia lida, está claro que a maioria das áreas tecnológicas dependem da ciência da reologia para se desenvolverem.

Dentro do contexto apresentado e considerando que o presente trabalho trata apenas de materiais modelados como fluidos, a seguinte revisão de reologia traz conceitos e modelos reológicos pertinentes ao estudo de fluidos não-newtonianos, excluindo-se

conceitos e modelos de materiais comumente tratados como sólidos. Dessa forma, a revisão é feita da seguinte forma: na Subseção 2.1.1 definem-se as grandezas fundamentais para compreender os modelos reológicos, quais sejam, a tensão de cisalhamento e a taxa de deformação; e na Subseção 2.1.2 os modelos reológicos mais empregados são descritos por meio da distinção de fluidos Newtonianos e não-Newtonianos, definindo brevemente alguns fenômenos comumente observados em fluidos não-Newtonianos.

2.1.1 Grandezas fundamentais

Para que haja escoamento em um fluido, suas partículas devem ser submetidas à ação de forças. As forças podem ser subdivididas em forças de superfície, como a pressão e atrito viscoso, e em forças de campo, como a ação da aceleração da gravidade, forças elétricas ou forças eletromagnéticas. As forças de superfície que agem sobre um elemento de superfície de fluido geram tensões, divididas em dois tipos: tensões normais e tensões tangenciais. A Equação 2–1 descreve a ação de uma força qualquer $d\vec{F}$ em termos do tensor de tensões $\bar{\bar{\sigma}}$ e área dS, cuja direção do vetor normal é dada por $\vec{n}$.

$$d\vec{F} = \bar{\bar{\sigma}} \cdot \vec{n} dS \tag{2–1}$$

O tensor de tensões $\bar{\bar{\sigma}}$ é simétrico e contém as parcelas normal e tangencial das tensões, conforme Equação 2–2. A parcela normal do tensor de tensões está associada à pressão à qual o escoamento está submetido, enquanto a parcela tangencial está relacionada às ações viscosas, ou de atrito, do escoamento.

$$\bar{\bar{\sigma}} = -p\bar{\bar{\delta}} + \bar{\bar{\tau}} \tag{2–2}$$

sendo $\bar{\bar{\delta}}$ o Delta de Kronecker, p a pressão e $\bar{\bar{\tau}}$ a parcela de ação tangencial ou cisalhante, denominada também de parcela deviatórica ou desviadora do tensor de tensões.

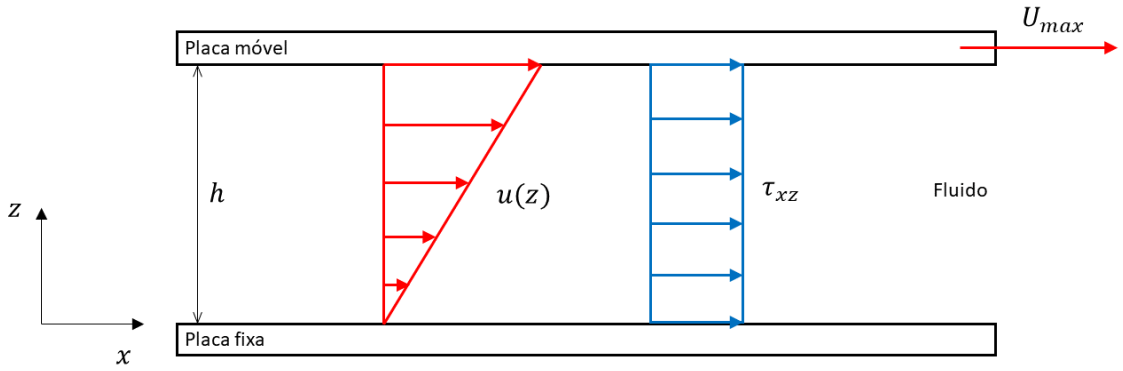
Ao passo que o fluido é submetido à ação contínua de tensões de cisalhamento, o mesmo pode ser deformado continuamente no tempo. Se o fluido é deformado continuamente, implica-se que há uma variação de deformação ao longo do tempo, ou seja, uma taxa de deformação. Para bem compreender a taxa de deformação, podemos imaginar o escoamento de um fluido viscoso e Newtoniano entre duas placas paralelas separadas por uma folga h, conforme Figura 2.1. As placas são consideradas infinitas na direção transversal e na direção do eixo x, desprezando-se qualquer efeito transversal e considera-se um escoamento plenamente desenvolvido. A placa superior se movimenta com velocidade constante U_{max}, aplicando uma tensão de cisalhamento ao fluido e gerando o escoamento do fluido entre as placas, e a inferior é mantida em repouso. Devido à condição de não-deslizamento, as partículas imediatamente adjacentes à placa superior

adquirem velocidade U_{max} e as partículas adjacentes à placa inferior permanecem paradas. Um perfil de velocidade linear $u(z)$ é produzido, com tensão de cisalhamento constante τ_{xz}. A quantidade de movimento das partículas superiores será transferida às partículas inferiores por um processo difusivo devido à viscosidade μ do fluido, gerando um gradiente de velocidade. A taxa de deformação $\dot{\gamma}_{xz}$ corresponde ao gradiente de velocidade sofrido pelo escoamento, dada pela Equação 2–3. Este caso é chamado de "cisalhamento simples", visto que a taxa de deformação possui apenas uma componente.

$$\dot{\gamma}_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} \tag{2–3}$$

sendo u a componente da velocidade na direção x.

Figura 2.1 – Esquema do escoamento de fluido Newtoniano entre duas placas paralelas infinitamente longa nas direções transversal e longitudinal.



Fonte: Próprio autor.

Expandindo-se esse raciocínio para as três dimensões, obtém-se o tensor de taxas de deformação $\bar{\bar{D}}$ escrito conforme a Equação 2–4.

$$\bar{\bar{D}} = \frac{1}{2}\left(\vec{\nabla}\vec{U} + \vec{\nabla}\vec{U}^T\right) \tag{2–4}$$

2.1.2 Modelos reológicos

Descritos os conceitos de tensão de cisalhamento e de taxa de deformação, é possível descrever de que forma essas grandezas podem ser relacionadas de acordo com o material estudado. A relação entre ambas as grandezas é dada por uma equação constitutiva, que define matematicamente o modelo reológico no qual os materiais são enquadrados. Em condições de cisalhamento simples e regime permanente, os modelos reológicos são comumente representados em gráficos $\tau \times \dot{\gamma}$ denominados curvas de fluxo. Nesta perspectiva, os fluidos são classificados em Newtonianos e não-Newtonianos.

2.1.2.1 *Fluidos Newtonianos*

Os fluidos Newtonianos apresentam relação linear entre a tensão de cisalhamento e a taxa de deformação, cuja equação constitutiva é dada pela Equação 2–5 em escoamentos incompressíveis. Em condições isotérmicas, a viscosidade absoluta μ se mantém constante para qualquer taxa de deformação. Dentre exemplos de fluidos Newtonianos, podemos citar a água, mel, glicerina, óleos, dentre outros.

$$\bar{\bar{\tau}} = 2\mu\bar{\bar{D}} \tag{2–5}$$

Como notado por Isaac Newton, a viscosidade absoluta μ corresponde à constante de proporcionalidade entre a tensão de cisalhamento e a taxa de deformação. De um ponto de vista físico, a viscosidade absoluta corresponde à resistência ao escoamento por parte de um fluido, ou seja, quanto mais viscoso, maior será a resistência por atrito viscoso ao escoamento.

2.1.2.2 *Fluidos não-Newtonianos*

Os fluidos não-Newtonianos são aqueles que apresentam relação não-linear entre a tensão de cisalhamento e a taxa de deformação. O comportamento reológico não-linear apresentado pelos fluidos não-Newtonianos implica em um tratamento distinto da viscosidade absoluta advinda dos fluidos Newtonianos. Assim, dois conceitos de viscosidade são introduzidos: viscosidade aparente η_{ap} (Equação 2–6) e a viscosidade diferencial η_{dif} (Equação 2–7). A interpretação geométrica de ambas viscosidades é dada pela Figura 2.2, na qual a viscosidade aparente é a inclinação de uma reta ligando a origem ao ponto $(\tau, \dot{\gamma})$ de interesse da curva de fluxo, e viscosidade diferencial é a inclinação local de um dado ponto $(\tau, \dot{\gamma})$ da curva de fluxo. No decorrer dos capítulos, a viscosidade aparente é utilizada frequentemente, definindo-se sua nomenclatura como "η", sem subscrito.

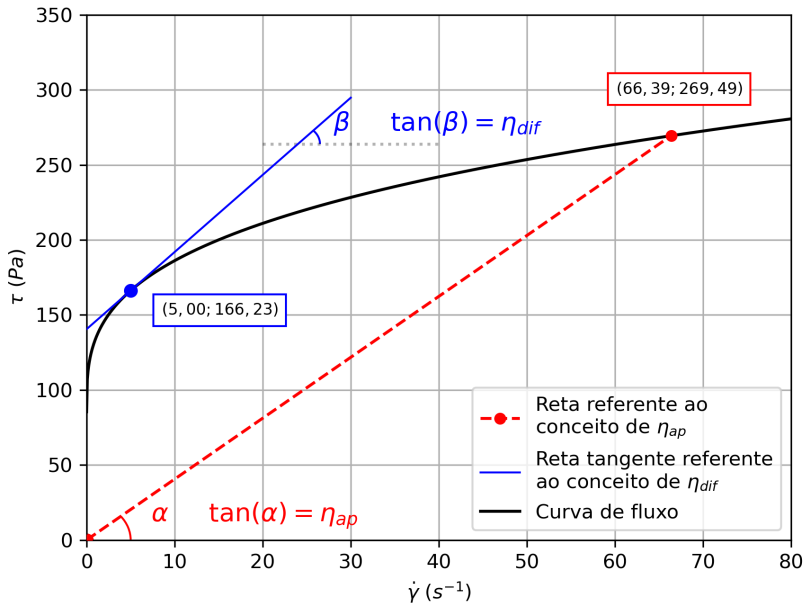
$$\eta_{ap} = \frac{\tau}{\dot{\gamma}} \tag{2–6}$$

$$\eta_{dif} = \frac{\partial\tau}{\partial\dot{\gamma}} \tag{2–7}$$

Além do comportamento reológico não-linear, outras características peculiares podem ser observadas tanto isoladamente quanto combinadas entre si no mesmo material e são objeto de interesse na formulação dos modelos reológicos. Três dessas características são capazes de descrever grande parte dos fluidos estudados na engenharia, quais sejam: a viscoplasticidade, a tixotropia e viscoelasticidade.

Os fluidos viscoplásticos são aqueles que apresentam a propriedade "tensão limite de escoamento" (τ_c), que age como uma condicionante para o escoamento. Quando submetidos

Figura 2.2 – Interpretação geométrica da viscosidade aparente η_{ap} e da viscosidade diferencial η_{dif} sobre uma curva de fluxo de um fluido de modelo reológico Herschel-Bulkley.



Fonte: Próprio autor.

a tensões de cisalhamento menores ou iguais à tensão limite de escoamento ($\tau \leq \tau_c$), o material se comporta como um sólido ($\dot{\gamma} = 0$), mas uma vez que as tensões de cisalhamento superam a tensão limite de escoamento ($\tau > \tau_c$), o material se comporta como um fluido ($\dot{\gamma} \neq 0$). Dessa maneira, fluidos viscoplásticos combinam o comportamento sólido em baixas tensões de cisalhamento com o comportamento fluido como resposta a altas tensões de cisalhamento (BALMFORTH *et al.*, 2014). Muitos materiais apresentam tensão limite de escoamento, como materiais de base cimentícia (pastas de cimento, argamassas e concretos frescos), polimérica (géis e cremes), materiais geofísicos (lamas, neve, lavas vulcânicas), dentre muitos outros.

A tixotropia é uma característica de vários fluidos não-Newtonianos, como tintas, lamas e concretos. De forma geral, a tixotropia está relacionada à diminuição da viscosidade do fluido quando submetido a tensões de cisalhamento constantes e ao aumento da viscosidade quando está em ou tende ao repouso. Embora não haja consenso sobre a definição exata de tixotropia, três elementos são essenciais para a descrição correta do fenômeno: 1) a tixotropia age na viscosidade do fluido; 2) ocorre uma redução na viscosidade induzida pelo escoamento e dependente do tempo; e 3) o efeito é reversível quando se cessa o escoamento ou tende a cessá-lo (MEWIS; WAGNER, 2009). Sendo o fluido tixotrópico tanto dependente do tempo quanto reversível, pode-se dizer que o comportamento reológico do material depende do seu histórico de deformação.

Assim como a tixotropia, a viscoelasticidade também é dependente do tempo e

do histórico de deformação. Um material viscoelástico é aquele que, quando submetido a um trabalho externo, é capaz de armazenar parte dessa energia e dissipar o restante. Essa característica posiciona os materiais viscoelásticos entre o espectro entre material hookeano e fluido Newtoniano: o material hookeano é perfeitamente elástico, capaz de armazenar toda energia, e o fluido Newtoniano tende a dissipar toda energia aplicada a ele (CHRISTENSEN, 2012).

Neste trabalho, apenas os efeitos de viscoplasticidade são considerados, excluindo-se os efeitos de tixotropia e viscoelasticidade. Assim, os modelos reológicos descritos a seguir não possuem dependência no tempo e são isotérmicos, resultando em propriedades reológicas constantes para todos os modelos apresentados. Utiliza-se o modelo não-Newtoniano generalizado (Equação 2–8) para desenvolver os modelos não-Newtonianos, o qual fornece uma expressão da parcela deviatórica do tensor de tensões que pode ser, portanto, utilizada nas equações de balanço de quantidade movimento do escoamento. A grande diferença para os modelos Newtonianos é que o tensor de tensões é dependente de maneira não-linear das taxas de deformação, o que implica em viscosidades como função da taxa de deformação.

$$\bar{\bar{\tau}} = \frac{\tau_c}{\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}}\bar{\bar{D}} + F\left(\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}\right)\bar{\bar{D}} \tag{2–8}$$

em que D_{II} é o segundo invariante do tensor de taxas de deformação.

- Modelo lei de potência

O modelo "lei de potência", apesar de não apresentar tensão limite de escoamento, é importante para entender a dependência dos efeitos viscosos em relação à taxa de deformação. Para aplicar esse modelo ao modelo não-Newtoniano generalizado, consideram-se $\tau_c = 0$ e o funcional dado pela Equação 2–9. Substituindo na Equação 2–8, obtém-se a equação constitutiva para o modelo lei de potência (Equação 2–10). Dependendo do valor do índice de escoamento n, o modelo pode adquirir uma das seguintes particularidades: se $n < 1$, a viscosidade do fluido reduz com o aumento da taxa de deformação (pseudoplasticidade); se $n = 1$, recupera-se o modelo Newtoniano de viscosidade constante em relação à taxa de deformação; se $n > 1$, a viscosidade do fluido aumenta com o aumento da taxa de deformação (dilatância).

$$F\left(\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}\right) = \frac{2^n K_n}{\left(\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}\right)^{1-n}} \tag{2–9}$$

$$\bar{\bar{\tau}} = \frac{2^n K_n}{\left(\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}\right)^{1-n}}\bar{\bar{D}} \tag{2–10}$$

sendo K_n o índice de consistência.

Em cisalhamento simples e regime permanente, a tensão de cisalhamento e a viscosidade aparente são dadas pelas Equações 2–11 e 2–12, respectivamente.

$$\tau\left(\dot{\gamma}\right) = K_n \dot{\gamma}^n \tag{2–11}$$

$$\eta\left(\dot{\gamma}\right) = K_n \dot{\gamma}^{n-1} \tag{2–12}$$

• Modelo de Bingham

O modelo de Bingham (plástico de Bingham) é o modelo viscoplástico mais simples. Possui efeito da tensão de limite de escoamento e caso $\tau > \tau_c$, a taxa de deformação será diretamente proporcional à tensão de cisalhamento. Em outras palavras, tem comportamento linear caso $\tau > \tau_c$. A simplicidade do modelo auxilia na modelagem de fluidos viscoplásticos, porém não é capaz de bem descrever quantitativamente materiais em uma faixa ampla de taxas de deformação (BALMFORTH *et al.*, 2014). Para aplicação no modelo não-Newtoniano generalizado, considera-se $\tau_c \neq 0$ e o funcional dado pela Equação 2–13. Substituindo-se na Equação 2–8, obtém-se a equação constitutiva do modelo reológico de Bingham (Equação 2–14).

$$F\left(\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}\right) = 2\mu_B \tag{2–13}$$

$$\bar{\bar{\tau}} = \frac{\tau_c}{\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}}\bar{\bar{D}} + 2\mu_B\bar{\bar{D}} \tag{2–14}$$

sendo μ_B a viscosidade plástica.

Em regime permanente e cisalhamento simples, a tensão de cisalhamento e a viscosidade aparente são dadas pelas Equações 2–15 e 2–16, respectivamente.

$$\tau\left(\dot{\gamma}\right) = \tau_c + \mu_B\dot{\gamma} \tag{2–15}$$

$$\eta\left(\dot{\gamma}\right) = \frac{\tau_c}{\dot{\gamma}} + \mu_B \tag{2–16}$$

• Modelo de Herschel-Bulkley

O modelo de Herschel-Bulkley se mostra mais abrangente que o modelo de Bingham, visto que engloba efeitos de pseudoplasticidade ou de dilatância, descritos no modelo de lei de potência, conjuntamente com a presença de tensão limite de escoamento. O modelo de Herschel-Bulkley é capaz de descrever reologicamente materiais em uma faixa mais ampla de taxas de deformação e pode ser reduzido ao modelo de Bingham ($n = 1$), ao modelo de lei de potência ($\tau_c = 0$) e ao modelo Newtoniano ($\tau_c = 0$ e $n = 1$). Sendo $\tau_c \neq 0$ e o funcional do tensor de taxas de deformação dado pela Equação 2–17, substitui-se na

Equação 2–8 e obtém-se a equação constitutiva do modelo (Equação 2–18).

$$F\left(\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}\right) = \frac{2^n K_n}{\left(\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}\right)^{1-n}} \tag{2–17}$$

$$\bar{\bar{\tau}} = \frac{\tau_c}{\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}}\bar{\bar{D}} + \frac{2^n K_n}{\left(\sqrt{-\bar{\bar{D}}_{II}}\right)^{1-n}}\bar{\bar{D}} \tag{2–18}$$

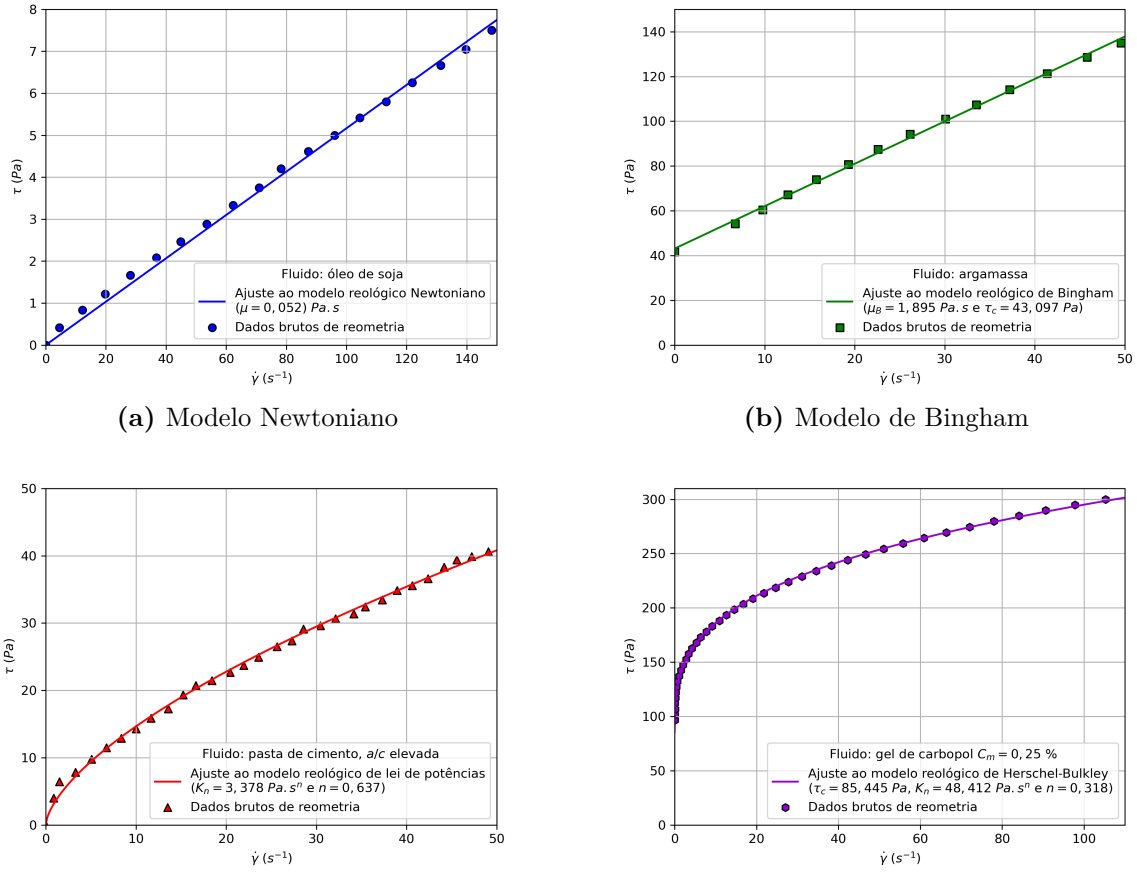
Em condições de cisalhamento simples e regime permanente, tem-se as Equações 2–19 e 2–20.

$$\tau\left(\dot{\gamma}\right) = \tau_c + K_n \dot{\gamma}^n \tag{2–19}$$

$$\eta\left(\dot{\gamma}\right) = \frac{\tau_c}{\dot{\gamma}} + K_n \dot{\gamma}^{n-1} \tag{2–20}$$

Por fim, as Figuras 2.3a, 2.3b, 2.3c e 2.3d mostram curvas de fluxo ajustadas a pontos experimentais em cisalhamento simples para os modelos Newtoniano, lei de potência, Bingham e Herschel-Bulkley, respectivamente.

Figura 2.3 – Curvas de fluxo de diferentes modelos reológicos ajustadas a pontos experimentais.



(a) Modelo Newtoniano

(b) Modelo de Bingham

(c) Modelo lei de potência

(d) Modelo de Herschel-Bulkley

Fonte: Adaptado de (PEREIRA, 2018)

2.2 FLUIDODINÂMICA COMPUTACIONAL

O aumento significativo do poder computacional desde a década de 1950 consolidou a vertente numérica como uma abordagem científica independente e viável em se tratando de recursos físicos e de tempo de execução. Por ser independente, a modelagem numérica permite a complementação das clássicas vertentes experimental e teórica por meio da Engenharia Auxiliada por Computador, mais conhecida pela denominação em inglês *Computer Aided Engineering* (*CAE*). Dentre as ferramentas oferecidas pela *CAE*, algumas são hoje bem estabelecidas, como a Análise por Elementos Finitos aplicada no ramo da mecânica dos sólidos e vibrações e, sobretudo, a Fluidodinâmica Computacional, ou *Computational Fluid Dynamics* (*CFD*), para simulação de escoamentos de fluidos. Na área da mecânica dos fluidos, a *CFD* é extremamente útil por conseguir tratar equações governantes bastante complexas e por ser aplicável em escoamentos em quaisquer geometria e condições de operação, sendo capaz de incluir modelos de transferência de

calor, turbulência, de superfície livre, combustão, interação fluido-estrutura, dentre outros. Praticamente todos os campos do conhecimento podem se beneficiar com a aplicação da *CFD*, tendo em vista a ampla faixa de aplicação da ferramenta.

Enquanto a abordagem numérica necessita apenas de computadores, a abordagem experimental muitas vezes é economicamente custosa, de lenta implementação e normalmente limitada em condições de operação. Considerar como exemplo o processo puramente experimental de design de aerofólios na indústria aeronáutica. Experimentos são executados em túneis de vento e cada aerofólio representa uma geometria do problema físico: cada modelo de aerofólio implica em custos e tempo de fabricação, a escala é reduzida em comparação com o modelo real e o túnel de vento fornece condições de operação limitadas – neste caso, uma certa faixa de número de Reynolds. As informações obtidas pelo experimento são globais, com aferição da sustentação, arrasto e distribuição de pressão em alguns pontos monitorados no escoamento. A vertente numérica com *CFD*, por outro lado, é capaz de: simular várias geometrias, desenhadas com auxílio de ferramentas computacionais; simular virtualmente qualquer condição de operação do escoamento, ou seja, qualquer faixa de número de Reynolds, desde as condições ideiais para o modelo testado até condições potencialmente perigosas de serem executadas experimentalmente; e obter informações detalhadas do escoamento, como o campo de velocidade e de pressão de todo o domínio.

No entanto, todas as vantagens apresentadas pela *CFD* estão condicionadas à solução adequada dos sistemas de equações governantes, que se mostra muito difícil para escoamentos complexos presentes na engenharia. Mesmo que as equações sejam resolvidas adequadamente, ainda assim não se garante que a solução numérica apresentada seja uma representação correta da realidade, visto que resultados numéricos são altamente dependentes da maneira que o modelo numérico foi concebido – condições de contorno, condições iniciais e parâmetros numéricos. Para garantir a validade do modelo numérico, confrontam-se suas soluções com dados experimentais, os quais representam mais fielmente a realidade do problema físico. Dessa forma, a abordagem numérica tem como uma das funções complementar a análise desse problema físico por meio da seleção das geometrias mais adequadas e as condições de operação ideais do túnel de vento, enquanto os experimentos são feitos com as escolhas embasadas na *CFD*. Assim, o meio acadêmico e a indústria têm aplicado massivamente a modelagem numérica como ferramenta de anteprojeto e complementando as análises com experimentos para solução de um problema físico e/ou dimensionamento e design de componentes de um produto.

De um ponto de vista prático de engenharia, os escoamentos de interesse normalmente não possuem solução analítica definida, tendo em vista a complexidade das equações motrizes da dinâmica dos fluidos em condições isotérmicas: a equação da continuidade (Equação 2–21) e a equação de balanço de quantidade de movimento

(Equação 2–22). A partir dessas equações, a vertente numérica tem como princípio básico substituir as equações diferenciais parciais contínuas por sistemas de equações algébricas, capazes de serem calculadas por um computador. O procedimento numérico consiste em discretizar o domínio espacial e as equações governantes, obter as equações algébricas para cada ponto discreto do domínio e aplicar condições iniciais e condições de contorno para resolver o sistema de equações. O resultado do problema particular é dado por campos de velocidade, de pressão e demais variáveis de interesse em cada ponto discreto do domínio. Diferentemente da abordagem analítica, a vertente numérica não obtém expressões finais exatas para o problema como um todo, mas sim o valor das variáveis de interesse em cada ponto discreto de maneira particular a cada problema.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \vec{\nabla} \cdot \left(\rho \vec{U}\right) = 0 \tag{2–21}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho \vec{U}\right) + \vec{\nabla} \cdot \left(\rho \vec{U}\vec{U}\right) = -\vec{\nabla} p + \vec{\nabla} \cdot \bar{\bar{\tau}} + \rho \vec{F} \tag{2–22}$$

sendo ρ a massa específica, $\vec{U}$ o vetor velocidade, p a pressão, $\bar{\bar{\tau}}$ o tensor viscoso e $\vec{F}$ as forças de corpo externas (gravitacionais, eletromagnéticas, dentre outras).

Nesse contexto, alguns métodos numéricos são comumente usados para discretização das equações governantes e aplicação da propositura da *CFD*. Subdividem-se os métodos numéricos em dois tipos: métodos eulerianos, que discretizam espacialmente o domínio através de malha, e métodos lagrangeanos, no qual o fluido é discretizado através de partículas. Os métodos lagrangeanos, também chamados de métodos de partículas, são adequados para simulações com presença de superfície livre e grandes deslocamentos de fronteiras devido à ausência de malha. Dentro dos métodos lagrangeanos, podemos citar o *Smoothed Particles Hydrodynamics* (*SPH*) e o método *Moving Particle Semi-implicit* (*MPS*). Já os métodos eulerianos são métodos numéricos clássicos para solução de equações diferenciais parciais e podemos citar os três métodos clássicos: Método das Diferenças Finitas (MDF), o Método dos Elementos Finitos (MEF) e o Método dos Volumes Finitos (MVF). Neste trabalho, foca-se no Método dos Volumes Finitos como método numérico para abordar os problemas tratados, visto que, pela sua própria formulação, o MVF garante a conservação das propriedades (massa, quantidade de movimento, energia), além de ser capaz de ser aplicado para qualquer tipo de malha, sendo assim aplicável para geometrias complexas.

A solução das equações governantes depende de condições de contorno, as quais particularizam o caso a ser estudado, e demanda modelos complementares para tratar tais condições. A propositura do estudo deste trabalho, qual seja, escoamentos modelados como rupturas de barragem (*dam-break*) com presença de superfície livre em fluido não-Newtoniano viscoplástico e com incorporação de fronteira móvel, exige a abordagem de algumas dificuldades numéricas: 1) por ser um escoamento com superfície livre, a interface

entre as duas fases – o fluido não-Newtoniano e o ar atmosférico – é uma descontinuidade matemática e um domínio euleriano não é capaz de rastreá-la com exatidão, exigindo um modelo de rastreamento de interface para aproximação da superfície livre; 2) a presença de tensão limite de escoamento no fluido viscoplástico introduz uma descontinuidade na função de viscosidade aparente, a qual tende a infinito quando a taxa de deformação tende a zero, e requer tratamentos específicos para capturar os efeitos viscoplásticos no escoamento; e 3) a verificação dos resultados provenientes do código e determinação de incertezas numéricas por meio de procedimentos de verificação aceitos na literatura.

Todas as dificuldades numéricas citadas podem ser abordadas através do uso do *software* ANSYS *Fluent* 14.5. O *Fluent* é um pacote computacional de simulação numérica que utiliza o Método dos Volumes Finitos e é bastante utilizado na indústria e no meio acadêmico, capaz de simular diversos tipos de escoamento – turbulentos, multifásicos, não-Newtonianos, com movimento de fronteiras, com presença de combustão, entre outros.

A presente seção é embasada nas referências clássicas da técnica de volumes finitos (MOUKALLED *et al.*, 2016; FLETCHER, 2012; FERZIGER *et al.*, 2002) e no manual do ANSYS *Fluent* 14.5 (ANSYS, 2012), organizada da seguinte forma: apresenta-se na Subseção 2.2.1, de forma geral, o Método dos Volumes Finitos implementado pelo ANSYS *Fluent*; na Subseção 2.2.2 discorre-se sobre o método de rastreamento de fronteiras utilizado neste trabalho; e a Subseção 2.2.3 apresenta os métodos de regularização da função viscosidade aparente.

2.2.1 Generalidades do método dos volumes finitos

O Método dos Volumes Finitos, juntamente com os métodos de Diferenças Finitas e Elementos Finitos, é um método numérico de discretização. O propósito da discretização no Método dos Volumes Finitos é de transformar uma ou mais equações diferenciais parciais (EDPs) contínuas em um sistema correspondente de equações algébricas, que pode ser escrito conforme Equação 2–23.

$$Ax = b \tag{2–23}$$

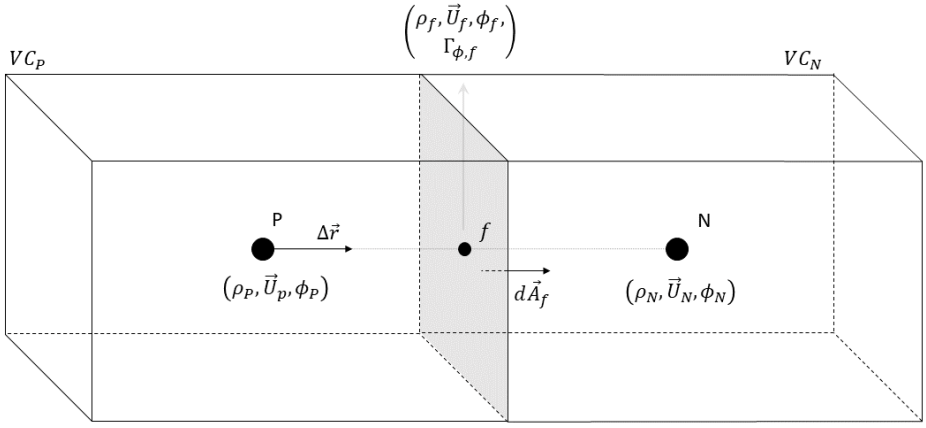
sendo A a matriz de coeficientes, x o vetor com incógnitas (velocidade, pressão, temperatura, entre outras) e b a matriz de termos-fonte.

O procedimento de transformação das EDPs no sistema de equações algébricas, ou seja, obtenção dos coeficientes da Equação 2–23, é definido por três passos: 1) criação de uma malha computacional, ou seja, divisão espacial do domínio em volumes de controle finitos e discretos; 2) integração das equações governantes em cada volume de controle definido na malha; e 3) discretização e linearização das equações algébricas obtidas visando organizar a forma matricial, resultando na topologia da Equação 2–23.

2.2.1.1 *Divisão do domínio espacial em volumes de controle*

Neste trabalho, utiliza-se o Método dos Volumes Finitos baseado no centroide da célula (*cell-centered*), assim como usado em códigos de *CFD* como ANSYS *Fluent* e *OpenFOAM*. Dessa forma, as propriedades intensivas (velocidade, pressão, temperatura) são atribuídas ao centroide das células. As propriedades nas faces das células são obtidas por interpolação utilizando esquemas numéricos específicos, detalhados no item 2.2.1.3. Consideram-se o volume de controle a ser analisado centrado no ponto P (VC_P) e um dos volumes de controle adjacentes centrado no ponto N (VC_N), conforme Figura 2.4. Cada face (ou superfície de controle) de VC_P possui apenas um volume de controle adjacente, mas nesta demonstração considera-se apenas o volume de controle adjacente (VC_N). Os volumes de controle não devem se sobrepor, preenchem completamente o domínio computacional e as variáveis do escoamento (p, T, $\vec{U}$, etc) são computadas nos seus respectivos centroides. Em geometrias mais complexas, o volume de controle pode possuir qualquer forma e com quantas faces forem necessárias, a princípio. Na prática de *CFD*, as divisões do domínio espacial mais comuns são em elementos tetraédricos e hexaédricos, mas para fins de demonstração do funcionamento do método, utilizam-se dois elementos hexaédricos regulares.

Figura 2.4 – Volume de controle centrado no ponto P (VC_P) dividindo a face (área sombreada) no ponto f com o volume de controle centrado no ponto N (VC_N). Subescritos se referem aos pontos nos quais as variáveis são calculadas. ϕ se refere à qualquer propriedade intensiva de interesse, Γ aos termos difusivos e $\Delta\vec{r}$ o vetor direção entre os centroides considerados.



Fonte: Próprio autor.

2.2.1.2 *Integração das equações governantes*

De forma geral, o Método dos Volumes Finitos integra qualquer EDP do problema analisado em cada volume de controle definido na divisão do domínio espacial (Item 2.2.1.1). Para tratamento de problemas envolvendo dinâmica de fluidos, os códigos numéricos usam a forma geral da equação do transporte, dada pela Equação 2–24, visto que nela estão

contidos termos de: variação da função no tempo, advecção, difusão e termos-fonte.

$$\underbrace{\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho\phi\right)}_{\text{variação temporal}} + \underbrace{\vec{\nabla}\cdot\left(\rho\phi\vec{U}\right)}_{\text{advecção}} - \underbrace{\vec{\nabla}\cdot\left(\rho\Gamma_{\phi}\vec{\nabla}\phi\right)}_{\text{difusão}} = \underbrace{S_{\phi}}_{\text{termo-fonte}} \tag{2–24}$$

sendo ϕ a propriedade intensiva de interesse, Γ_{ϕ} o coeficiente de difusão e S_{ϕ} o termo-fonte.

Integrando-se a Equação 2–24 em um volume de controle, considerando a comutatividade entre integração e adição, e aplicando o Teorema da Divergência de Gauss, tem-se a Equação 2–25.

$$\int_{VC}\frac{\partial}{\partial t}\left(\rho\phi\right)\,dV + \int_{SC}\rho\phi\vec{U}\cdot\,d\vec{A} - \int_{SC}\rho\Gamma_{\phi}\vec{\nabla}\phi\cdot\,d\vec{A} = \int_{VC}S_{\phi}\,dV \tag{2–25}$$

sendo SC a integração em todas as superfícies de controle do volume de controle em questão.

2.2.1.3 *Discretização e linearização das equações algébricas*

Para obtenção de equações algébricas, a Equação 2–25 é escrita de forma discreta para cada volume de controle do domínio, conforme Equação 2–26. As integrais de superfície são computadas como somas de todas as faces ao redor do volume de controle, representando termos de fluxo, e as integrais de volume são integradas no próprio volume e representam termos de geração/acúmulo.

$$\frac{d}{dt}\left(\rho_{P}\phi_{P}\right)V_{P} + \sum_{f}^{N_f}\rho_{f}\phi_{f}\vec{U}_{f}\cdot d\vec{A}_{f} - \sum_{f}^{N_f}\rho_{f}\Gamma_{\phi,f}\left(\vec{\nabla}\phi\right)_{f}\cdot d\vec{A}_{f} = S_{\phi,P}V_{P} \tag{2–26}$$

sendo V_{P} o volume de VC_{P}, N_f o número de faces do volume de controle, subscrito f referindo-se ao cômputo da propriedade na face do volume de controle e o subscrito P ao cômputo da propriedade no centroide do volume de controle.

A Equação 2–26 é a equação do transporte na forma "semi-discretizada", visto que o termo de variação temporal ainda possui uma derivada contínua e que o termo de difusão contém o gradiente da propriedade ϕ calculado na face f. A avaliação dos gradientes de propriedades também é útil para o cálculo de taxas de deformação e efeitos difusivos, inclusos no termo Γ_{ϕ}. Além dessas duas operações, as propriedades avaliadas nas faces $\left(\rho_{f},\phi_{f},\vec{U}_{f},\Gamma_{\phi,f}\right)$ ainda não possuem valores numéricos, visto que o ANSYS *Fluent* armazena os valores das propriedades no centroide do volume de controle e não nas faces. Necessita-se, então, de um esquema de interpolação entre os valores numéricos das propriedades entre os centroides dos volumes de controle para obtenção do valor na face correspondente. A seguir, detalham-se os tratamentos numéricos para: avaliação dos

gradientes, interpolação das variáveis no espaço e discretização temporal. Citam-se apenas os métodos utilizados neste trabalho, visto que o ANSYS *Fluent* oferece diversas opções de tratamentos numéricos.

• Avaliação dos gradientes

O ANSYS *Fluent* disponibiliza três métodos para avaliação de gradientes: o método Green-Gauss baseado nos centroides dos volumes de controle, o método Green-Gauss baseado nos nós dos volumes de controle e o método dos mínimos quadrados baseado nos centroides dos volumes de controle. Descreve-se nesta seção o método dos mínimos quadrados.

A avaliação dos gradientes pelo método dos mínimos quadrados tem como principal hipótese a variação linear da propriedade entre um centroide e outro. Considerando as variáveis impostas pela Figura 2.4, tem-se a Equação 2–27 para os dois volumes de controle definidos (VC_P e VC_N).

$$\left(\vec{\nabla}\phi\right)_P \cdot \Delta\vec{r_i} = (\phi_N - \phi_P) \tag{2–27}$$

sendo $\Delta\vec{r_i}$ o vetor de direção entre os centroides P e N, e ϕ_N a propriedade de interesse calculada no centroide do volume de controle adjacente.

Ao se considerar todos os volumes de controle adjacentes à VC_P, a Equação 2–27 pode ser escrita matricialmente como mostrado na Equação 2–28.

$$[J]\left(\vec{\nabla}\phi\right)_P = \Delta\phi \tag{2–28}$$

sendo $[J]$ a matriz de coeficientes função da geometria e $\Delta\phi$ a diferença entre as propriedades avaliadas nos centroides dos volumes de controle.

O método dos mínimos quadrados busca determinar o gradiente no centroide do volume de controle $\left(\vec{\nabla}\phi\right)_P$ por meio de um problema de minimização de erros, cuja premissa é minimizar um funcional constituído da soma dos resíduos ao quadrado. O ANSYS *Fluent* resolve o sistema linear utilizando o método de Gram-Schmidt para ortonormalização dos vetores de direção, gerando pesos para cada direção do sistema de coordenadas $\vec{W}$. Finalmente, o gradiente da propriedade em cada direção pode ser computado conforme a Equação 2–29.

$$\left(\vec{\nabla}\phi\right)_P = \sum_f^{N_f} \vec{W}\left(\phi_{nb_i} - \phi_P\right) \tag{2–29}$$

em que ϕ_{nb_i} é o valor da propriedade de interesse no centroide do i-ésimo volume de controle adjacente, com o subscrito "nb" indicando volumes de controle adjacentes (*neighbors*).

Como o método tem a hipótese de variação linear da propriedade entre os centroides, o gradiente da propriedade computado na face é igual ao gradiente da propriedade computado no centroide. Para mais informações, consultar (ANSYS, 2012).

• Interpolação das variáveis no espaço

Por ser um código numérico que armazena os valores numéricos das variáveis no centro do volume de controle (*cell-centered*) e pelo Método dos Volumes Finitos exigir valores nas faces para cálculo dos termos de fluxo entre volumes de controle, um esquema de interpolação é necessário. O ANSYS *Fluent* oferece alguns esquemas de interpolação espacial: de primeira ordem (*First Order Upwind* e *Power-Law*), de segunda ordem (*Second Order Upwind*) e de terceira ordem (*Quadratic Upwind for Interpolation for Convective Kinematics – QUICK* e o *Monotone Upstream-Centered Schemes for Conservation Laws – MUSCL*). Esquemas de primeira ordem consideram os valores das propriedades nas faces iguais aos valores no centroide da célula, não sendo satisfatórios para resultados confiáveis, e são usados apenas para soluções prévias e testes. Assim, descreve-se nesta seção o esquema de interpolação de segunda ordem, suficiente para interpolação adequada e que considera uma variação linear da propriedade entre o centroide e a face do volume de controle.

O esquema de segunda ordem *Second Order Upwind* utiliza expansão em série de Taylor baseada no centroide do volume de controle. Assim, o valor numérico na face do volume de controle ϕ_f é função do valor numérico no centroide do volume de controle adjacente posterior ϕ_N e o gradiente da variável $\vec{\nabla}\phi \cdot \Delta\vec{r}$, conforme indica a Equação 2–30. A avaliação do gradiente é feita conforme descrito no item "Avaliação dos gradientes".

$$\phi_f = \phi_N + \vec{\nabla}\phi \cdot \Delta\vec{r} \tag{2–30}$$

• Discretização temporal

Para simulações não-permanentes, o termo de variação temporal das propriedades na Equação 2–26 deve ser discretizado. No ANSYS *Fluent*, para soluções de escoamentos incompressíveis baseadas na pressão (*pressure-based solvers*), somente métodos implícitos são possíveis de serem aplicados. Quando em conjunto com modelos multifásicos explícitos no tempo, o único esquema de discretização temporal é o de primeira ordem (*first order implicit*), dado pela Equação 2–31.

$$\frac{\phi^{T+1} - \phi^T}{\Delta t} = F\left(\phi^{T+1}\right) \tag{2–31}$$

sendo ϕ^T a propriedade no intervalo de tempo T, ϕ^{T+1} a propriedade no intervalo de tempo posterior a T $(t + \Delta t)$, Δt o passo de tempo e $F\left(\phi^{T+1}\right)$ uma função da discretização

espacial que deve ser resolvida iterativamente.

Com os tratamentos numéricos descritos, a Equação 2–26 torna-se completamente discretizada e sua forma linearizada pode ser escrita conforme a Equação 2–32. Quando avaliada para todos os volumes de controle simultaneamente, as equações linearizadas podem ser organizadas de forma matricial conforme a Equação 2–23 e resolvida, no caso de métodos acoplados de pressão-velocidade, para as incógnitas do vetor x, como pressão, velocidade e temperatura. A matriz pode ser resolvida com métodos como Gauss-Seidel e por decomposição *Lower Upper* (LU).

$$a_P \phi_P = \sum_{f}^{N_f} a_{nb_i} \phi_{nb_i} + b \tag{2–32}$$

em que a_P e a_{nb_i} são os coeficientes linearizados para as propriedades ϕ_b e ϕ_{nb_i}, e b é o termo-fonte desacoplado da propriedade ϕ.

2.2.1.4 *Modelagem de uma simulação numérica*

De maneira geral, as simulações numéricas são divididas em três fases: o pré-processamento, processamento e o pós-processamento. O pré-processamento consiste na particularização do problema a ser resolvido numericamente. Para tal, informações relevantes devem ser fornecidas: a geometria do problema, o domínio espacial discretizado em volumes finitos (malhagem), as propriedades dos fluidos escoantes, as condições de contorno e as condições iniciais. A depender do problema, modelos físicos complementares devem ser definidos nesta fase. Problemas de superfície livre, por exemplo, requerem necessariamente um modelo capaz de rastrear a superfície livre.

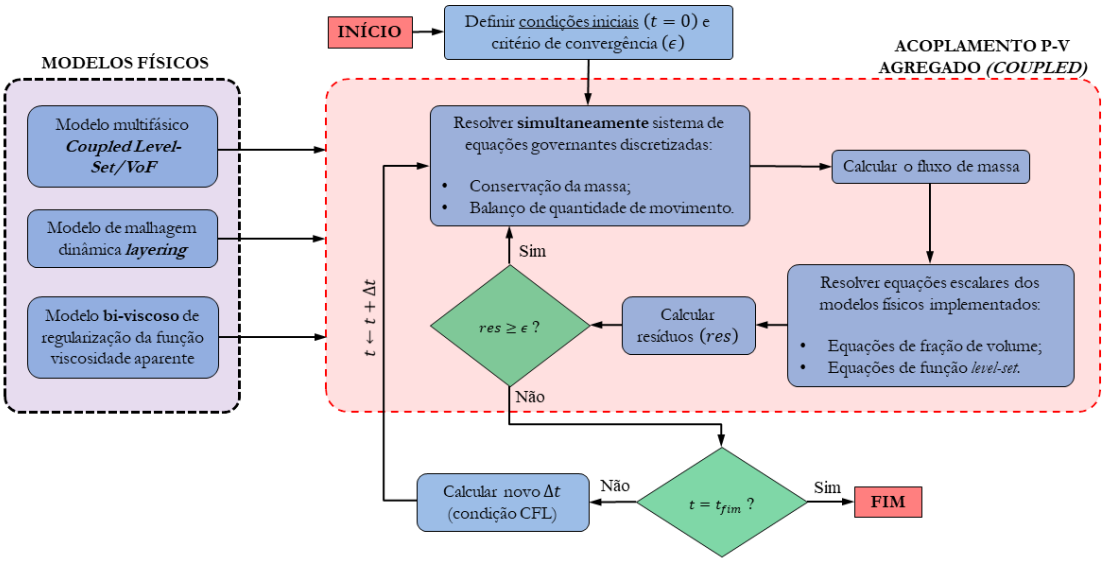
A inclusão de modelos físicos introduz mais incógnitas aos sistemas de equações linearizadas, organizados em forma matricial. A solução desses sistemas é realizada na fase de processamento da simulação numérica de maneira iterativa e, portanto, obtém-se uma solução aproximada. Dessa forma, a solução apresentará erros caracterizados como imbalanços na equação 2–32, ou seja, sempre haverá uma diferença de valores entre o lado esquerdo e o lado direito da equação. No software ANSYS *Fluent*, os resíduos R^ϕ são definidos em escala, conforme mostra a Equação 2–33. Os resíduos em escala representam uma das métricas para se julgar convergência de simulações numéricas, apesar de não ser a única. Desta maneira, critérios de convergência são definidos com base nos resíduos em escala para julgar se a simulação convergiu.

$$R^\phi = \frac{\sum_{células} |\sum_{nb} a_{nb} \phi_{nb} + b - a_P \phi_P|}{\sum_{células} |a_P \phi_P|} \tag{2–33}$$

Definidos modelos físicos, condições iniciais e critérios de convergência para um

problema particularizado pela geometria, condições de contorno e propriedades dos fluidos, a simulação numérica entra na fase de processamento, constituída pela solução dos sistemas de equações linearizadas através dos esquemas numéricos citados nas subseções anteriores. Ademais, a natureza das equações motrizes da dinâmica dos fluidos (Equações 2–21 e 2–22) mostra um desacoplamento entre variáveis de velocidade e de pressão, exigindo um método de acoplamento de ambas propriedades. Os métodos de acoplamento mais comuns são os métodos segregados *Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations* (*SIMPLE*) (PATANKAR; SPALDING, 1983) e o *Pressure-Implicit with Splitting of Operators* (*PISO*) (ISSA *et al.*, 1986) e o método acoplado *Coupled*. Qualquer um dos métodos é capaz de resolver as equações motrizes, havendo, porém, adequabilidade dependente do caso a ser trabalhado. A Figura 2.5 mostra de forma esquemática e geral a modelagem de uma simulação numérica.

Figura 2.5 – Esquema simplificado do processamento de uma simulação numérica.



Fonte: Próprio autor.

2.2.2 Rastreamento de interface

A presença de dois ou mais fluidos interagindo entre si configura um escoamento multifásico, sendo cada porção de fluido denominada "fase". Todos escoamentos de superfície livre são considerados multifásicos visto que o fluido escoante interage com o fluido ambiente, gerando uma interface bem definida entre ambos quando são imiscíveis um ao outro. A interface representa uma descontinuidade tanto em massa específica quanto em viscosidade e localizar sua posição é importante para a dinâmica do escoamento multifásico. Para isso, é necessário implementar um modelo acoplado ao código numérico que rastreie

adequadamente a interface e seus efeitos no escoamento, sobretudo em uma representação discreta do domínio através de uma malha.

Os métodos de rastreamento de interface em escoamentos multifásicos mais comuns são o *Volume of Fluid* (*VoF*) e o *Level-Set*, cada qual com suas vantagens e desvantagens. O método *VoF*, ao mesmo tempo que apresenta boa conservação de massa no domínio, tem dificuldades com difusão numérica na interface, sobretudo em interfaces com curvaturas, dificultando a boa definição da superfície livre. O método *Level-Set*, por outro lado, consegue capturar bem interfaces curvadas e com mudanças bruscas em forma, porém não apresenta conservação da massa adequada, resultando em perda de massa no domínio. Embora vários trabalhos na literatura tenham utilizado os métodos separadamente com sucesso (CHEN; HAGEN, 2011), outros trabalhos tentam conciliá-los, unificando suas vantagens e restringindo as desvantagens de cada um, através do acoplamento entre *VoF* e *Level-Set*, o *Coupled Level-Set/VoF* (*CLSVoF*) (NICHITA *et al.*, 2010). O ANSYS *Fluent* oferece tanto o método *VoF* quanto o *CLSVoF* para o rastreamento de interfaces, cujas descrições são feitas brevemente nos itens 2.2.2.1 e 2.2.2.2, respectivamente.

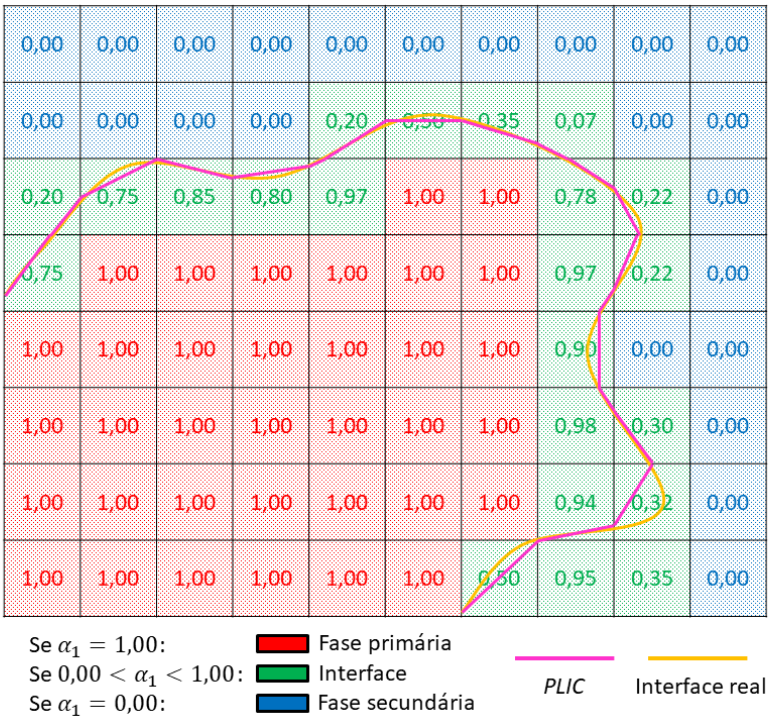
2.2.2.1 *Método Volume of Fluid* (*VoF*)

O método *Volume of Fluid* (*VoF*) (HIRT; NICHOLS, 1981) é ideal para modelagem de jatos de superfície livre, dinâmica da onda em um caso dam-break, formação de ondas em superfície livre, entre outros casos. A grande vantagem do modelo *VoF* é a capacidade de conservar a massa no domínio, porém apresenta como desvantagem a susceptibilidade de difusão na interface. A difusão numérica na interface é devido à descontinuidade das funções do método na região da interface, gerando dificuldades no cálculo discreto das derivadas espaciais. O modelo *VoF* considera que duas ou mais fases sejam imiscíveis. Para duas fases, duas variáveis escalares chamadas "fração de volume" (α) são introduzidas e são representadas por campos escalares contínuos. A ideia do modelo é definir uma das fases como primária e a outra como secundária, conforme mostra a Figura 2.6. Considera-se o subscrito "1" como fase primária e "2" como fase secundária em um volume de controle qualquer: se $\alpha_1 = 1$ e $\alpha_2 = 0$, o volume de controle está preenchido com fase primária; se $\alpha_1 = 0$ e $\alpha_2 = 1$, o volume de controle está preenchido com fase secundária; se $0 < \alpha_1, \alpha_2 < 1$, o volume de controle em questão contém a interface entre as fases. A presença de duas frações de volume implica na condição de que a soma das frações de volume no mesmo volume de controle deve ser igual à 1, conforme representado na Equação 2–34.

$$\sum_{i=1}^{2} \alpha_i = 1 \tag{2–34}$$

No modelo *VoF*, a massa específica e as viscosidades são proporcionais às frações

Figura 2.6 – Atribuição da variável "fração de volume" da fase primária α_1 em volumes de controle discretos que compõem um domínio. Cor vermelha representa células preenchidas integralmente com fase primária, cor azul representa células preenchidas integralmente com fase secundária e a cor verde representa a interface. Linha contínua laranja é a interface real e a linha contínua magenta define a aproximação feita pelo método *Piecewise Linear Interface Construction* (*PLIC*).



Fonte: Próprio autor.

de volume em cada volume de controle, conforme mostram as Equações 2–35 e 2–36.

$$\rho = \alpha_2\rho_2 + (1-\alpha_2)\,\rho_1 \tag{2–35}$$

$$\mu = \alpha_2\mu_2 + (1-\alpha_2)\,\mu_1 \tag{2–36}$$

A fração de volume deve acompanhar a dinâmica do escoamento, visto que é a variável que define a posição das fases. Assim, a equação de continuidade das fases, dada pela Equação 2–37, é acoplada ao sistema de equações governantes da simulação numérica para que a variável fração de volume seja transportada em função da dinâmica do escoamento. Em simulações com duas fases, a Equação 2–37 é resolvida apenas para a fase secundária α_2, sendo α_1 determinada pela condição imposta pela Equação 2–34.

$$\frac{1}{\rho_2}\left[\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_2\rho_2) + \vec{\nabla}\cdot\left(\alpha_2\rho_2\vec{U}_2\right)\right] = S_{\alpha_2} + \sum_{p=1}^{2}(\dot{m}_{12} - \dot{m}_{21}) \tag{2–37}$$

em que S_{α_2} é o termo-fonte para a fase secundária, $\dot{m}_{12}$ a transferência de massa da fase

primária para a fase secundária e $\dot{m}_{21}$ a transferência de massa da fase secundária para a fase primária.

Pode-se simplificar o lado direito da Equação 2–37 de acordo com o modelo multifásico usado e com o caso explorado pela simulação numérica. O termo fonte S_{α_2} é nulo. O termo de transferência de massa é relevante para casos que envolvam cavitação e modelos de evaporação e condensação. Para casos que não haja transferência de massa entre fases, a Equação 2–37 pode ser reduzida à Equação 2–38. Nota-se que a topologia é semelhante à equação de conservação da massa, que representa fisicamente a conservação das fases na simulação numérica.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_2\rho_2) + \vec{\nabla}\cdot\left(\alpha_2\rho_2\vec{U}_2\right) = 0 \tag{2–38}$$

A Equação 2–38 deve ser discretizada em relação ao tempo (primeiro termo) e ao espaço (segundo termo). A discretização temporal pode ser feita tanto de maneira implícita quanto explícita. O esquema implícito se caracteriza por resolver iterativamente os campos de massa específica, fração de volume e de velocidade com informações do passo de tempo atual (sobrescrito T), enquanto o esquema explícito utiliza informações do passo de tempo anterior (sobrescrito $T-1$) e, portanto, não requer iterações. Dessa forma, enquanto o esquema implícito pode ser usado tanto em regime permanente quanto não-permanente, o esquema explícito está disponível apenas em simulações não-permanentes. A Equação 2–38 discretizada pelo método explícito é dada pela Equação 2–39.

$$\frac{\alpha_2^{T+1}\rho_2^{T+1} - \alpha_2^T\rho_2^T}{\Delta t}V_P + \sum_f^{N_f}\left(\alpha_2^T\rho_2^T\vec{U}_2^T\right) = 0 \tag{2–39}$$

sendo o sobrescrito T referente ao instante de tempo atual e $T+1$ referente ao instante de tempo posterior.

A discretização espacial para obtenção dos fluxos nas superfícies de controle, representada pelo segundo termo da Equação 2–39, é feita de duas maneiras, dependendo do volume de controle analisado: 1) caso o volume de controle esteja completamente preenchido com uma fase ou outra ($\alpha_1 = 1$ ou $\alpha_2 = 1$), a discretização é feita conforme citado no item 2.2.1.3; 2) caso o volume de controle esteja na região de interface, ou seja, com $0 < \alpha_1 < 1$, um tratamento de reconstrução de interface deve ser escolhido. A segunda situação evidencia a grande desvantagem do modelo *VoF*, que é a difusão na região de interface, prejudicando a boa definição da superfície livre. Vários métodos de reconstrução da interface de alta resolução foram desenvolvidos, como o *Compressive Interface Capturing Scheme for Arbitrary Meshes* (*CICSAM*) e o *High Resolution Interface Capturing scheme* (*HRIC*), para reduzir a difusão presente na interface calculada pelo modelo *VoF*. Um dos métodos mais empregados pela literatura é o *Piecewise Linear Interface Construction*

(*PLIC*), que consiste na representação da interface entre as fases por meio de retas inclinadas, conforme Figura 2.6, as quais são utilizadas para computar a advecção do fluido através das superfícies de controle. O *PLIC* representa um avanço em relação ao método antecessor, o *Simple Line Interface Calculation* (*SLIC*), que representa a interface por meio de retas horizontais ou verticais. Maiores informações para a discretização, consultar (YOUNGS, 1982).

2.2.2.2 *Método Coupled Level-Set/VoF* (*CLSVoF*)

O método *CLSVoF* introduz a função *level-set* φ definida como uma distância da interface, dada pela Equação 2–40. O método *Level-Set* consiste em definir um plano que intersecciona uma superfície definida, gerando um contorno descrito pela função φ.

$$\varphi = \begin{cases} +|d|, & \text{para } \alpha_1 = 1. \\ 0, & \text{para } 0 < \alpha_1 < 1. \\ -|d|, & \text{para } \alpha_1 = 0. \end{cases} \tag{2–40}$$

em que d é a distância da interface.

A evolução da função φ é dada pela equação da continuidade, em procedimento análogo à variável α no método *VoF*. Sendo a função φ contínua, o vetor normal $\vec{n}$ da interface pode ser computado pela Equação 2–41.

$$\vec{n} = \frac{\nabla\varphi}{|\nabla\varphi|}\bigg|_{\varphi=0} \tag{2–41}$$

O cálculo mais preciso de $\vec{n}$ é a principal contribuição do modelo *Level-Set* ao ser acoplado ao modelo *VoF*, caracterizando a base do método *CLSVoF*. Enquanto o modelo *VoF* fornece adequadamente a variável α, definindo o quão preenchido está o volume de controle, o método *Level-Set* define com maior precisão a direção normal da reta inclinada fornecida pelo *PLIC*. Dessa forma, a reta que configura a interface é bem definida tanto na direção (*Level-Set*) quanto na posição (*VoF*). Para mais informações de implementação, consultar o manual do *Fluent* (ANSYS, 2012).

2.2.3 Regularização da função viscosidade aparente

As simulações numéricas de fluidos com presença de tensão limite de escoamento geram dificuldades numéricas quanto ao tratamento da função da viscosidade aparente η. Ao se considerar os modelos reológicos de Bingham e de Herschel-Bulkley, dados respectivamente pelas Equações 2–16 e 2–20 tem-se que conforme a taxa de deformação tende a zero ($\dot{\gamma} \to 0$), a viscosidade aparente tende ao infinito ($\eta \to \infty$); esse

comportamento causa dificuldades ao modelo numérico, que necessita de valores finitos para os cálculos algébricos, e deve ser solucionado. Este problema é, de fato, especialmente importante no estudo de escoamentos com fluidos viscoplásticos próximos de atingirem um regime estático, ou seja, quando a tensão limite de escoamento do material entra em equilíbrio com a pressão hidrostática gerada pelo peso do material. A grande questão é como eliminar a dificuldade numérica gerada pela tensão limite de escoamento e, ao mesmo tempo, conservar ao máximo os efeitos gerados pela mesma no escoamento.

Para responder essa questão, a literatura tem explorado o conceito de "regularização" da função η, que consiste em aproximar a viscosidade aparente em baixas taxas de deformação – definidas arbitrariamente – para viscosidades altíssimas, porém finitas. Para taxas de deformação acima do limite estipulado, a função η segue o comportamento teórico. Esse conceito se mostra muito útil por possibilitar o cálculo pelo código numérico sem divergência, a priori, ao eliminar valores tendendo ao infinito. Alguns modelos de regularização foram propostos pela literatura, como os modelos de O'Donovan e Tanner (O'DONOVAN; TANNER, 1984), representado pela viscosidade aparente η_{OT} (Equação 2–42), e de Papanastasiou (PAPANASTASIOU, 1987), representado pela viscosidade aparente η_P(Equação 2–43), ilustrados nas Figuras 2.7a e 2.7b, respectivamente.

$$\eta_{OT}(\dot{\gamma}) = \begin{cases} \eta_0, & \text{se } \dot{\gamma} \leq \dot{\gamma}_c. \\ \dfrac{\tau_c}{\dot{\gamma}}\left(1 + \dfrac{1}{HB}\right), & \text{se } \dot{\gamma} > \dot{\gamma}_c. \end{cases} \tag{2–42}$$

$$\eta_P(\dot{\gamma}) = \frac{\tau_c}{\dot{\gamma}}\left[1 + \frac{1}{HB} - \exp\left(-m|\dot{\gamma}|\right)\right] \tag{2–43}$$

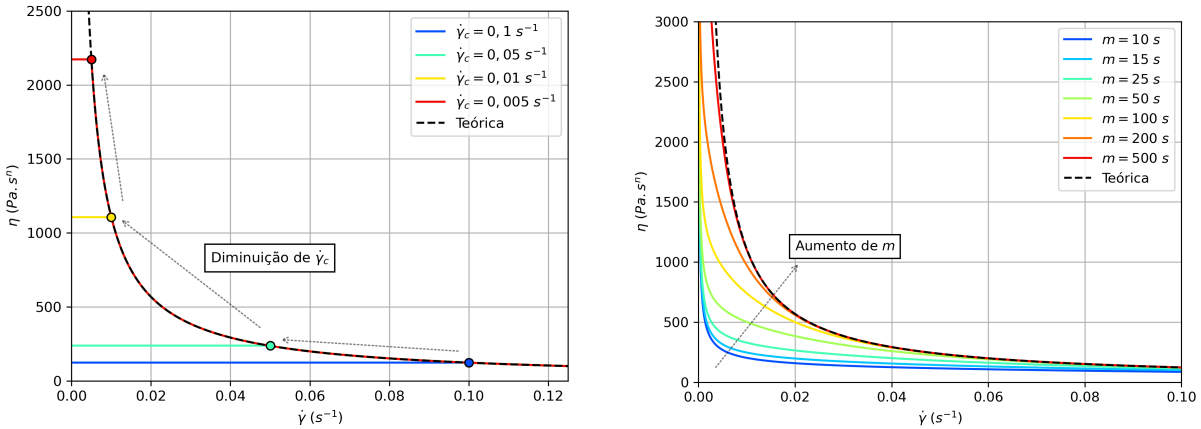
em que η_0 é a viscosidade aparente na região não-cisalhada, $\dot{\gamma}_c$ é a taxa de deformação crítica, m é o parâmetro de regularização de Papanastasiou e $HB = \dfrac{\tau_c}{K_n \dot{\gamma}^n}$.

Observa-se que todos os modelos citados incluem um parâmetro numérico adicional, o qual será referido com o nome genérico de "parâmetro regularizador" e dependerá do método referido. Enquanto o modelo de Papanastasiou é contínuo, o modelo de O'Donovan e Tanner é a composição de duas funções de viscosidade, sendo classificado, portanto, como um modelo bi-viscoso. O ANSYS *Fluent* 14.5 disponibiliza uma variação de modelo bi-viscoso, dada pela Equação 2–44, obtido através da extrapolação linear da derivada da função $\eta(\dot{\gamma})$ em $\dot{\gamma} = \dot{\gamma}_c$, ilustrado na Figura 2.8a.

$$\eta(\dot{\gamma}) = \begin{cases} \frac{\tau_c}{\dot{\gamma}_c}\left(2 - \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c}\right) + K_n\left[(2-n) + (n-1)\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c}\right], & \text{se } \dot{\gamma} \leq \dot{\gamma}_c. \\ \frac{\tau_c}{\dot{\gamma}}\left(1 + \frac{\dot{\gamma}_c^{1-n}}{HB}\right), & \text{se } \dot{\gamma} > \dot{\gamma}_c. \end{cases} \tag{2–44}$$

A versão mais recente do ANSYS *Fluent* (versão 2020) disponibiliza, ainda, um modelo modificado dado pela Equação 2–45 e ilustrado na Figura 2.8b. Ambas as equações

Figura 2.7 – Função viscosidade aparente η dos modelos de O'Donovan e Tanner e de Papanastasiou para diferentes parâmetros regularizadores. Valores mais reduzidos de $\dot{\gamma}_c$ e valores mais elevados de m fornecem melhores ajustes em relação ao modelo teórico.



(a) Modelo de O'Donovan e Tanner **(b)** Modelo de Papanastasiou

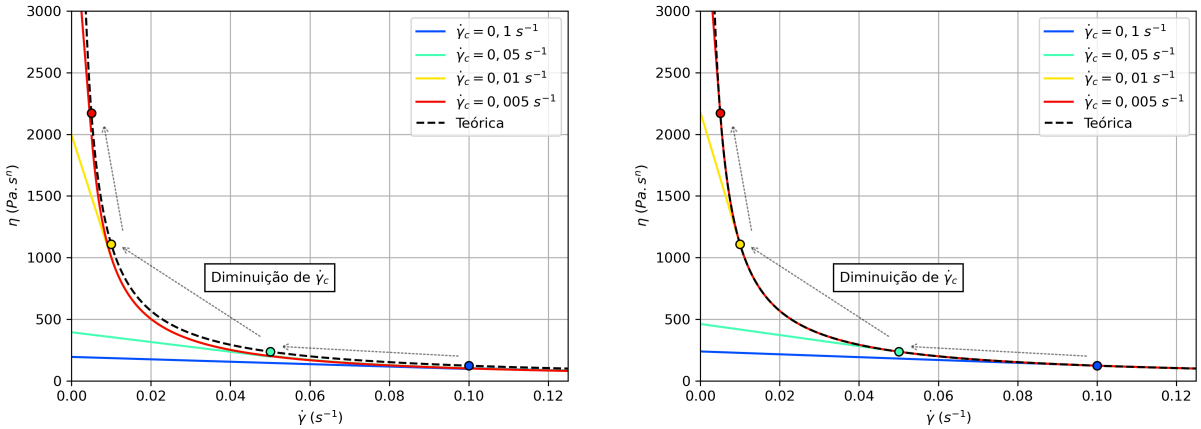
Fonte: Próprio autor.

são dependentes da taxa de deformação crítica como parâmetro regularizador. Conforme discorre-se no Capítulo 3, a Equação 2–44 não se mostra adequada para simular fluidos viscoplásticos do modelo reológico de Herschel-Bulkley, provável motivo da correção de modelos entre as versões.

$$\eta(\dot{\gamma}) = \begin{cases} \frac{\tau_c}{\dot{\gamma}_c}\left(2 - \frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c}\right) + K_n \dot{\gamma}_c^{n-1}\left[(2-n) + (n-1)\frac{\dot{\gamma}}{\dot{\gamma}_c}\right], & \text{se } \dot{\gamma} \leq \dot{\gamma}_c. \\ \frac{\tau_c}{\dot{\gamma}}\left(1 + \frac{1}{HB}\right), & \text{se } \dot{\gamma} > \dot{\gamma}_c. \end{cases} \tag{2–45}$$

Seja qual for o modelo de regularização explorado, observa-se que não existirão regiões não-cisalhadas ($\eta \to \infty$) no escoamento. Assim, a viscosidade aparente nas regiões de baixas taxas de deformação deve ser alta o suficiente para que o modelo represente de forma adequadamente aproximada essas regiões. Entretanto, a viscosidade aparente não deve ser excessivamente alta devido ao prejuízo à convergência da solução numérica. Isso significa que os parâmetros regularizadores devem ser cuidadosamente calibrados. Considera-se, por exemplo, a taxa de deformação crítica $\dot{\gamma}_c$: quanto menor for $\dot{\gamma}_c$, mais bem representado estará o modelo numérico em consideração ao modelo teórico; entretanto, se $\dot{\gamma}_c$ for excessivamente baixo, as viscosidades aparentes resultantes serão excessivamente altas, necessitarão de resolução de malha mais elevadas e prejudicarão a convergência numérica.

Figura 2.8 – Função viscosidade aparente η dos modelos implementados pelo *Fluent* 14.5 e *Fluent* 20.0 para diferentes parâmetros regularizadores. Valores mais reduzidos de $\dot{\gamma}_c$ fornecem melhores ajustes em relação ao modelo teórico. Notar o desvio do modelo *Fluent* 14.5 em relação ao modelo teórico.



(a) Modelo bi-viscoso do *Fluent* 14.5

(b) Modelo bi-viscoso do *Fluent* 20.0

Fonte: Próprio autor.

3 AVALIAÇÃO DE MÉTODOS DE REGULARIZAÇÃO EM ESCOAMENTOS INTERNOS DE FLUIDOS VISCOPLÁSTICOS

3.1 INTRODUÇÃO

Fluidos viscoplásticos são materiais que escoam apenas quando lhes são exercidas tensões de cisalhamento acima de determinado valor de tensão, denominado "tensão limite de escoamento". Dentre os modelos reológicos mais utilizados pela literatura para descrever o comportamento desses fluidos, temos os modelos de Bingham e de Herschel-Bulkley. Tais modelos são idealizações matemáticas de um comportamento reológico e termofísico mais complexo (FRIGAARD; NOUAR, 2005) de forma a possibilitar a modelagem física desses fluidos. A formulação da tensão de cisalhamento desses modelos em cisalhamento simples é dada pela Equação 2–19. Se $n < 1$, temos o modelo de Herschel-Bulkley e se $n = 1$, temos o modelo de Bingham.

Muitas vezes, a tensão de cisalhamento local não é suficientemente alta a ponto de superar a tensão limite de escoamento, acarretando no surgimento de regiões não-deformadas (ou regiões não-cisalhadas) no escoamento, ou seja, regiões que se comportam como sólidos. As regiões não-cisalhadas se caracterizam por apresentarem taxa de deformação nula e suas vizinhanças com taxas de deformação baixas. Essas características de taxas de deformação nulas e quase-nulas no escoamento impõem grande dificuldade para a modelagem numérica. Ao se analisar a expressão para viscosidade aparente η em cisalhamento simples do modelo de Herschel-Bulkley, dada pela Equação 3–1 em termos do número adimensional de Herschel-Bulkley, pode-se observar a seguinte dificuldade: se $\dot{\gamma} \to 0$, $\eta \to \infty$, ou seja, taxas de deformação tendendo a zero resultando em viscosidades aparentes muito altas, o que dificulta ou até impossibilita a convergência numérica. Assim, as simulações numéricas de fluidos com presença de tensão limite de escoamento não são possíveis sem o tratamento matemático adequado da função viscosidade aparente.

$$\eta(\dot{\gamma}) = \begin{cases} \infty, & \text{se } \dot{\gamma} = 0. \\ \frac{\tau_c}{\dot{\gamma}} \left(1 + \frac{1}{HB}\right), & \text{se } \dot{\gamma} > 0. \end{cases} \tag{3–1}$$

A solução mais prática e intuitiva é aplicar a regularização da função da viscosidade aparente. O conceito de regularização consiste em modificar a expressão da viscosidade aparente e aproximá-la para um valor alto, porém finito, quando a taxa de deformação é nula. Dessa maneira, o campo de velocidade do escoamento torna-se uma função contínua e suave, sendo satisfatório para muitas aplicações. As várias formas de modificação da função η são chamadas técnicas de regularização, simples de serem implementadas sem grandes prejuízos no desempenho da simulação numérica. Já em casos que exijam a detecção precisa das regiões não-cisalhadas, as técnicas de regularização não são adequadas, tornando-se necessária a implementação de algoritmos de otimização, que são mais precisos, complexos, porém mais lentos, como os métodos de otimização *Augmented Lagrangian Methods* (*ALMs*) (LIU *et al.*, 2016). Este trabalho irá lidar apenas com as técnicas de regularização.

As técnicas de regularização necessariamente exigem a inclusão de um parâmetro puramente numérico, que dependerá da técnica em questão. Por generalidade, referem-se a estes parâmetros como "parâmetros regularizadores". As técnicas podem ser divididas em dois grupos. O primeiro grupo trata de técnicas de regularizações contínuas, que produzem uma função η contínua em todo domínio, como o modelo de Papanastasiou. Neste modelo, o parâmetro regularizador é o parâmetro m, que possui dimensões de tempo, e quanto mais elevado, mais próxima a função regularizada estará da função teórica, conforme mostra a Figura 2.7b.

O segundo grupo engloba as técnicas de regularização bi-viscosas. Essas técnicas consistem em dividir η em duas funções de acordo com o parâmetro regularizador "taxa de deformação crítica" $\dot{\gamma}_c$: para $0 \leq \dot{\gamma} \leq \dot{\gamma}_c$, a viscosidade aparente do fluido apresenta um comportamento reológico newtoniano (η constante) ou de lei de potências (η linearmente proporcional a $\dot{\gamma}$); para $\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_c$, a viscosidade aparente apresenta o comportamento teórico da Equação 3–1. Ao se utilizar técnicas bi-viscosas, fica-se implícito que a região não-cisalhada é aquela definida para $\dot{\gamma} < \dot{\gamma}_c$ e, portanto, deverá possuir viscosidade aparente alta o suficiente para garantir a aproximação desta região a um sólido e o consequente o sucesso da modelagem numérica. Três técnicas de regularização bi-viscosas são bastante exploradas pela literatura e apresentadas neste trabalho: o modelo de O'Donovan e Tanner (1984) (Equação 2–42), o modelo implementado pelo ANSYS *Fluent* 14.5 (Equação 2–44) e o modelo implementado pelo ANSYS *Fluent* 20.0 (Equação 2–45).

Embora as técnicas de regularização sejam de simples implementação, a introdução de um parâmetro estritamente numérico exige testes de sensibilidade para definir seu valor ideal. A definição do valor adequado do parâmetro regularizador produz um impasse: quanto mais estrita for a escolha do parâmetro regularizador (maiores valores para m e menores valores para $\dot{\gamma}_c$), mais bem representada é a viscosidade aparente do fluido, porém mais difícil se torna a convergência numérica. Dessa maneira, cabe ao pesquisador definir o parâmetro regularizador que ao mesmo tempo represente adequadamente o comportamento

reológico do fluido e que, por sua vez, não prejudique significativamente a performance da simulação numérica.

Neste contexto, este capítulo visa verificar a adequabilidade de diferentes técnicas de regularização ao simular um caso simples com diferentes condições de dinâmica de escoamento e de reologia, qual seja, o escoamento interno em um duto circular horizontal (escoamento Hagen-Poiseuille) de fluido Herschel-Bulkley. Esse tipo de escoamento se mostra ideal para testar as técnicas de regularização por apresentar solução analítica independente de parâmetros numéricos e ser de simples implementação, possibilitando ampla variação de propriedades do fluido e do escoamento. Ao final deste capítulo, espera-se determinar as técnicas de regularização adequadas para este caso simples e que sejam aplicadas em escoamentos mais complexos, como os casos *dam-break*, desde que submetidas a testes de sensibilidade novamente.

3.2 OBJETIVO

O objetivo deste capítulo é avaliar se as técnicas de regularização contínuas e bi-viscosas apresentadas fornecem perfis de velocidade para o escoamento Hagen-Poiseuille de fluido Herschel-Bulkley dentro de uma margem de erro aceitável em comparação com soluções analíticas.

3.3 METODOLOGIA

Visando determinar o campo de velocidade para o escoamento interno em duto circular (escoamento Hagen-Poiseuille) de fluidos Herschel-Bulkley, sob as hipóteses de escoamento incompressível ($\rho = cte$), em regime permanente ($\partial/\partial t = 0$), completamente desenvolvido, axissimétrico, laminar e isotérmico, a metodologia adotada foi organizada da seguinte forma: na Subseção 3.3.1 explora-se a solução analítica do campo de velocidade; na Subseção 3.3.2 descreve-se o procedimento numérico adotado para simulação; e no item 3.3.2.3 são definidos os casos-teste a serem investigados com diferentes dinâmicas, características reológicas e métodos de regularização.

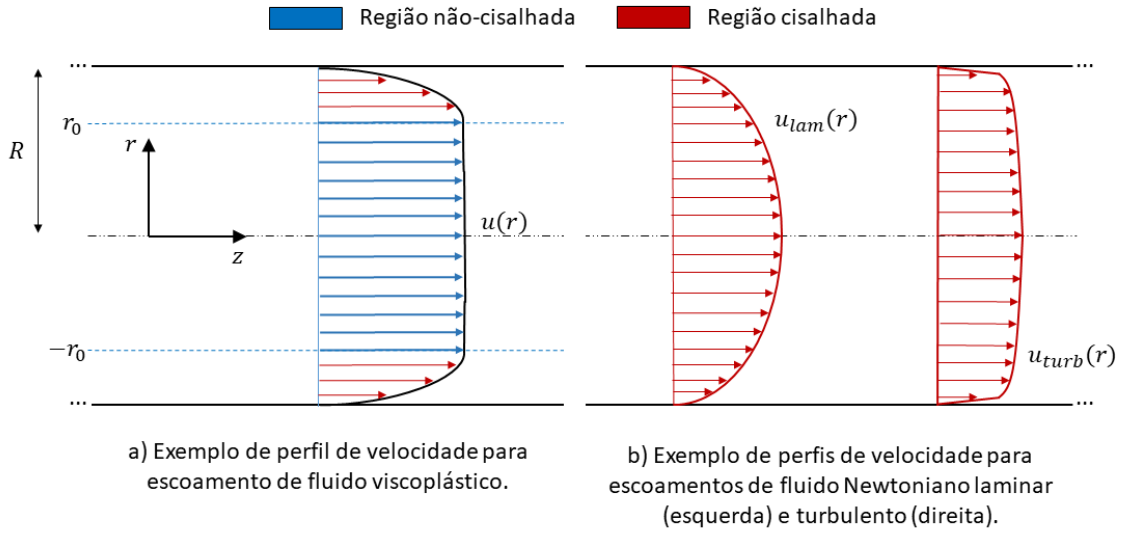
3.3.1 Solução analítica do perfil de velocidade do escoamento Hagen-Poiseuille para fluidos Herschel-Bulkley

O esquema em coordenadas cilíndricas (r, θ, z) de um escoamento de fluido Herschel-Bulkley, cujos parâmetros são definidos na Seção 2.1, em um tubo horizontal de comprimento infinito e com seção transversal circular de raio R é mostrado na Figura 3.1. O tubo está sob um gradiente de pressão $\Delta p/L$, inicialmente desconhecido. Ao adotarmos as hipóteses previamente estabelecidas, tem-se apenas a componente axial $u_z(r)$ não-nula

do vetor velocidade $\vec{U} = (u_r, u_\theta, u_z)$, cuja velocidade média é dada por $\bar{U}$ e a velocidade da região não-cisalhada por u_p. Por conveniência, o índice subscrito z será omitido da componente axial da velocidade, assim $u_z(r) = u(r)$.

O perfil de velocidade de fluidos não-Newtonianos viscoplásticos se caracteriza pela presença de uma região não-cisalhada ($0 < r < r_0$), ou seja, na qual a tensão de cisalhamento não é capaz de superar os efeitos viscoplásticos inerentes do fluido ($\tau \leq \tau_c$). Dessa maneira, a reologia do fluido afeta sensivelmente o perfil de velocidade, conforme mostrado na Figura 3.1 ao se comparar com os perfis de velocidade laminar e turbulento de fluidos Newtonianos.

Figura 3.1 – Esquema do perfil de velocidade em um escoamento interno em geometria radial. Nota-se a distinção entre região cisalhada e não-cisalhada.



Fonte: Próprio autor.

Para este caso, pode-se definir dois números adimensionais para parametrizar os efeitos da dinâmica $\left(\bar{U}\right)$, geometria (R, L) e propriedades do fluido (ρ, τ_c, K_n, n): o número de Reynolds Re_H (Equação 3–2), definido por (BURGER *et al.*, 2010), e o número de Herschel-Bulkley para o caso do escoamento interno em um duto circular HB_T (Equação 3–3).

$$Re_H = \frac{8\rho\bar{U}^2}{\tau_c + K_n\left(\frac{4\bar{U}}{R}\right)^n} \tag{3–2}$$

$$HB_T = \frac{\tau_c}{K_n\left(\frac{\bar{U}}{R}\right)^n} \tag{3–3}$$

A partir da integração das equações de balanço de quantidade de movimento e das hipóteses estabelecidas, Coussot (2017) fornece o perfil de velocidade, dado pela Equação 3–4, dividido em duas regiões delimitadas pela espessura da região não-cisalhada r_0: a

região cisalhada ($R > r > r_0$) e a região não-cisalhada, ou "*plug flow*" ($r \leq r_0$).

$$u(r) = \begin{cases} \frac{\alpha}{1+\frac{1}{n}} \left(R - r_0\right)^{1+\frac{1}{n}}, & \text{se } r \leq r_0 \\ \frac{\alpha}{1+\frac{1}{n}} \left[\left(R - r_0\right)^{1+\frac{1}{n}} - \left(r - r_0\right)^{1+\frac{1}{n}}\right], & \text{se } R \geq r > r_0 \end{cases} \tag{3–4}$$

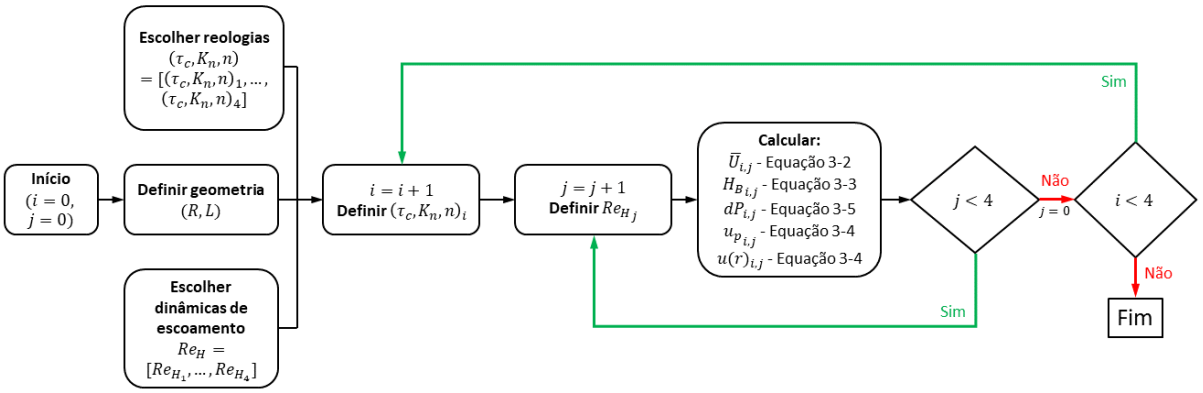
em que $r_0 = \dfrac{2\tau_c}{\Delta p}$ e $\alpha = \left(\dfrac{\Delta p}{LK_n}\right)^n$.

A obtenção de $u(r)$ e de u_p depende do gradiente de pressão $\Delta p/L$. Para tal, promedia-se a Equação 3–4 e obtém-se uma expressão para a velocidade média $\bar{U}$, dada pela Equação 3–5. Ao definir um valor arbitrário de Re_H para o escoamento, pode-se resolver a Equação 3–5, implícita para Δp. Com Δp definido, o perfil de velocidade pode ser traçado com a Equação 3–4.

$$\bar{U} = \left[\frac{2\left(\frac{\Delta p}{2K_n L}\right)^{\frac{1}{n}}}{R^2\left(1+\frac{1}{n}\right)}\right]\left\{\frac{R^2}{2}\left(R - \frac{2\tau_c L}{\Delta p}\right)^{1+\frac{1}{n}} - \frac{\left[R\left(2+\frac{1}{n}\right) + \frac{2\tau_c L}{\Delta p}\right]\left(R - \frac{2\tau_c L}{\Delta p}\right)^{2+\frac{1}{n}}}{\left(2+\frac{1}{n}\right)\left(3+\frac{1}{n}\right)}\right\} \tag{3–5}$$

Portanto, a determinação de $u(r)$ e de u_p depende dos parâmetros reológicos do fluido (τ_c, K_n, n), da geometria do tubo (R, L) e da dinâmica do escoamento (Re_H). A obtenção da solução analítica é resumida pelo fluxograma mostrado na Figura 3.2. O subscrito i refere-se à variação do trio de parâmetros reológicos $(\tau_c, K_n, n)_i$ e o subscrito j refere-se à variação da dinâmica do escoamento Re_{H_j}. A combinação dos subscritos (por exemplo, $\bar{U}_{i,j}$) refere-se à combinação da reologia $(\tau_c, K_n, n)_i$ com a dinâmica dada por Re_{H_j}.

Figura 3.2 – Fluxograma para obtenção das soluções analíticas da série de combinações de reologia dos fluidos e dinâmica do escoamento.



Fonte: Próprio autor.

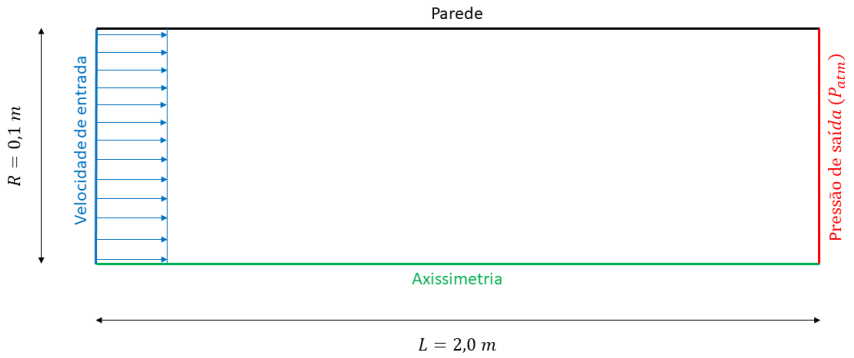
3.3.2 Procedimento numérico

Para avaliar os perfis de velocidade de diferentes condições de operação, como reologias de fluido e dinâmicas de escoamento diferentes, um protocolo numérico deve ser estabelecido. O protocolo numérico, apresentado no item 3.3.2.1, consiste na elaboração da geometria, imposição de condições de contorno e escolha de métodos numéricos aplicados. A escolha da malha computacional para simulação de todos casos-teste e quantificação das incertezas numéricas foram feitas por teste de sensibilidade descrito no item 3.3.2.2.

3.3.2.1 *Geometria, condições de contorno e métodos numéricos*

As simulações numéricas foram feitas utilizando o pacote computacional ANSYS *Fluent* 14.5 com o Método dos Volumes Finitos, conforme descrito na Seção 2.2. O escoamento é modelado em regime permanente. O domínio espacial possui comprimento $L = 2,0\ m$ e seção transversal circular de raio $R = 0,1\ m$. Por se tratar de um escoamento axissimétrico, apenas metade do domínio foi considerado na simulação. O fluido adentra no domínio com velocidade média uniforme $\bar{U}$ (calculada conforme Equação 3–5) por meio da condição de contorno de "velocidade de entrada" e se desenvolve ao longo do comprimento do tubo até a saída, dada pela condição de contorno de "pressão de saída", cuja pressão é fixada como pressão atmosférica. As condições de não-deslizamento e axissimetria foram utilizadas para a parede e o eixo longitudinal do tubo, respectivamente. Todas condições de contorno são apresentadas na Figura 3.3. A condição inicial dos campos de pressão e de velocidade é obtida pela solução de equações de Laplace de acordo com as condições de contorno fornecidas. O perfil de velocidade resultante foi capturado em uma seção transversal com escoamento plenamente desenvolvido, sendo um comprimento de $L_{cd} = 1,0\ m$ suficiente para todos os casos-teste. Nesta seção transversal, as propriedades do escoamento (pressão e velocidade) foram monitoradas para verificação de convergência.

Figura 3.3 – Geometria e condições de contorno para a simulação do escoamento interno em duto circular.

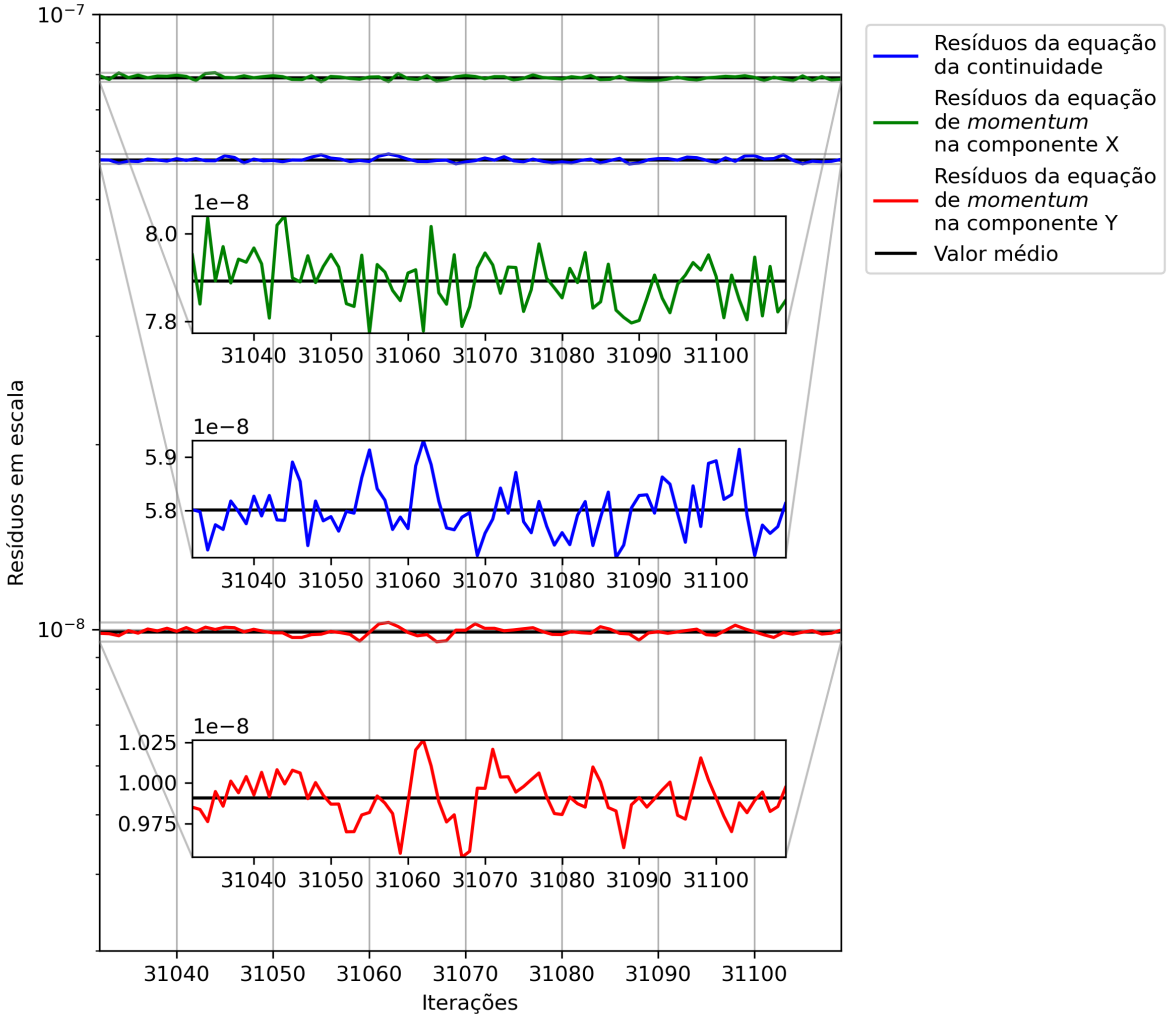


Fonte: Próprio autor.

As simulações foram feitas utilizando os seguintes algoritmos e métodos numéricos: o acoplamento pressão-velocidade usado foi o *Semi-Implicit Method for Pressure Linked*

Equations (*SIMPLE*); gradientes foram calculados pelo método dos mínimos quadrados baseados no centro da célula; a pressão foi interpolada pelo método *Standard* que utiliza os coeficientes da equação de quantidade de movimento para o cálculo da pressão nas faces; e a quantidade de movimento nas faces é obtida via interpolação de segunda-ordem progressiva (*Second-Order Upwind*). Todas as simulações foram realizadas até que os resíduos das equações de continuidade e de quantidade de movimento atingissem convergência oscilatória com amplitudes de até 3% em relação aos próprios valores (exemplificado na Figura 3.4) e a velocidade monitorada na seção transversal na posição $x = L_{cd}$ permanecesse estável por 1000 iterações.

Figura 3.4 – Exemplo de convergência oscilatória dos resíduos das equações governantes em função das iterações.



Fonte: Próprio autor.

3.3.2.2 *Teste de sensibilidade de malha e quantificação de incertezas*

Para estabelecer um protocolo uniforme para todos os casos-teste e quantificar a incerteza numérica devido à discretização espacial, um teste de sensibilidade de malha

foi realizado seguindo o procedimento descrito por (CELIK *et al.*, 2008), conhecido como método do *Grid Convergence Index* (*GCI*). A reologia do fluido escolhida foi $\tau_c = 10$ Pa, $K_n = 100$ $Pa.s^n$ e $n = 0,333$, e o número de Reynolds $Re_H = 0,5$. O método de regularização adotado para este teste foi o método bi-viscoso do *Fluent* 20.0, com $\dot{\gamma}_c = 0,01$ s^{-1}. A velocidade média de entrada $\bar{U}$ foi calculada a partir da Equação 3–5. Três malhas com a mesma resolução longitudinal e resolução radial distintas foram testadas: malha fina, com 500 células na direção longitudinal e 75 células na direção radial (500×75); malha intermediária (500×50); e malha grosseira (500×30). As malhas fina, intermediária e grosseira foram nomeadas como M_1, M_2 e M_3, respectivamente.

Para casos-teste que apresentam elevados gradientes de velocidade próximos à parede e, consequentemente, com grande região não-cisalhada, uma malha modificada M_4 foi utilizada visando capturar os gradientes de velocidade de forma mais precisa. Para tal, implementou-se uma malhagem com resolução radial variável: quanto mais próximas das paredes, mais refinadas as células foram geradas, visando capturar adequadamente os gradientes de velocidade, enquanto células mais próximas do eixo de simetria tendem a ter resolução radial equivalente à malha intermediária. A malha M_4 foi usada para casos-teste com $HB_T > 30$, visto que estes apresentam elevados gradientes de velocidade.

3.3.2.3 *Descrição dos casos-teste*

Diversos casos-teste com diferentes reologias de fluido, dinâmica do escoamento e métodos de regularização foram testados e descritos nessa seção. Cada caso-teste gerou um perfil de velocidade analítico, calculado conforme Equação 3–4, e um numérico, após a escolha da malha pelo teste de sensibilidade (item 3.3.2.2).

Três conjuntos de casos foram usados: um conjunto com parâmetros reológicos hipotéticos apresentando viscoplasticidade e pseudoplasticidade (modelo reológico de Herschel-Bulkley); um conjunto com parâmetros reológicos hipotéticos apresentando apenas viscoplasticidade (modelo reológico de Bingham); e outro conjunto com parâmetros reológicos provenientes de ensaios experimentais (PEREIRA, 2018) que apresentaram viscoplasticidade e pseudoplasticidade. O conjunto de fluidos hipotéticos ajustados ao modelo de Herschel-Bulkley consiste de fluidos com tensão limite de escoamento e índice de escoamento fixados ($\tau_c = 10$ Pa e $n = 0,333$) e com quatro índices de consistência distintos ($K_n = [0,1; 1; 10; 100]$ $Pa.s^n$). Já o conjunto de fluidos hipotéticos ajustados ao modelo de Bingham consiste de fluidos com tensão limite de escoamento e índice de escoamento fixados ($\tau_c = 10$ Pa e $n = 1$) e também com quatro índices de consistência distintos ($K_n = [0,1; 1; 10; 100]$ $Pa.s^n$). Quatro ordens de grandeza de números de Reynolds foram definidas e todos fluidos-teste foram submetidos a uma simulação com cada Re_H definido. A Tabela 1 mostra os parâmetros reológicos de cada fluido, os números de Reynolds Re_H (Equação 3–2) e os números de Herschel-Bulkley HB_T (Equação 3–3).

Tabela 1 – Propriedades dos fluidos-teste.

	Fluido-teste	$\boldsymbol{\tau_c}$ $(\boldsymbol{Pa})$	$\boldsymbol{K_n}$ $(\boldsymbol{Pa.s^n})$	$\boldsymbol{n}$ $(-)$	$\boldsymbol{Re_H}$ $(-)$	$\boldsymbol{HB_T}$ $(-)$
Fluidos hipotéticos $(\boldsymbol{n<1})$	H1	10,00	0,10	0,333	$\begin{bmatrix} 0,8 \ ; \ 7,9 \\ 78,7 \ ; \ 157,0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 73,2 \ ; \ 49,8 \\ 33,9 \ ; \ 30,2 \end{bmatrix}$
	H2	10,00	1,00	0,333	$\begin{bmatrix} 0,8 \ ; \ 7,6 \\ 74,3 \ ; \ 147,5 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 14,5 \ ; \ 9,8 \\ 6,7 \ ; \ 5,9 \end{bmatrix}$
	H3	10,00	10,00	0,333	$\begin{bmatrix} 0,6 \ ; \ 6,1 \\ 58,3 \ ; \ 115,2 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 1,3 \ ; \ 0,9 \\ 0,6 \ ; \ 0,5 \end{bmatrix}$
	H4	10,00	100,00	0,333	$\begin{bmatrix} 0,5 \ ; \ 5,2 \\ 51,1 \ ; \ 102,1 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0,10 \ ; \ 0,06 \\ 0,04 \ ; \ 0,03 \end{bmatrix}$
Fluidos Binghamianos $(\boldsymbol{n=1})$	B1	10,00	0,10	1,000	$\begin{bmatrix} 0,8 \ ; \ 7,6 \\ 67,6 \ ; \ 127,3 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 157,6 \ ; \ 49,5 \\ 15,3 \ ; \ 10,7 \end{bmatrix}$
	B2	10,00	1,00	1,000	$\begin{bmatrix} 0,7 \ ; \ 6,2 \\ 44,2 \ ; \ 77,1 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 31,1 \ ; \ 9,5 \\ 2,7 \ ; \ 1,8 \end{bmatrix}$
	B3	10,00	10,00	1,000	$\begin{bmatrix} 0,4 \ ; \ 2,8 \\ 21,3 \ ; \ 41,4 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 2,70 \ ; \ 0,62 \\ 0,09 \ ; \ 0,05 \end{bmatrix}$
	B4	10,00	100,00	1,000	$\begin{bmatrix} 0,2 \ ; \ 2,0 \\ 20,0 \ ; \ 40,0 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 0,092 \ ; \ 0,01 \\ 0,001 \ ; \ 0,0005 \end{bmatrix}$
Géis de carbopol (PEREIRA, 2018)	C0,15	32,90	12,41	0,420	$\begin{bmatrix} 0,7 \ ; \ 6,3 \\ 58,2 \ ; \ 113,8 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 3,2 \ ; \ 1,9 \\ 1,1 \ ; \ 0,9 \end{bmatrix}$
	C0,17	57,12	15,35	0,420	$\begin{bmatrix} 0,7 \ ; \ 6,5 \\ 60,3 \ ; \ 117,9 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 4,0 \ ; \ 2,4 \\ 1,4 \ ; \ 1,2 \end{bmatrix}$
	C0,20	73,91	28,78	0,370	$\begin{bmatrix} 0,7 \ ; \ 6,4 \\ 60,1 \ ; \ 118,1 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 2,6 \ ; \ 1,6 \\ 1,0 \ ; \ 0,9 \end{bmatrix}$
	C0,22	98,69	35,22	0,370	$\begin{bmatrix} 0,7 \ ; \ 6,4 \\ 60,4 \ ; \ 118,6 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 2,6 \ ; \ 1,7 \\ 1,1 \ ; \ 0,9 \end{bmatrix}$
	C0,25	110,65	42,87	0,370	$\begin{bmatrix} 0,7 \ ; \ 6,3 \\ 59,5 \ ; \ 116,9 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 2,5 \ ; \ 1,5 \\ 0,9 \ ; \ 0,8 \end{bmatrix}$
	C0,27	119,43	45,64	0,370	$\begin{bmatrix} 0,7 \ ; \ 6,3 \\ 59,5 \ ; \ 116,9 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 2,4 \ ; \ 1,5 \\ 0,9 \ ; \ 0,8 \end{bmatrix}$
	C0,32	142,52	51,41	0,370	$\begin{bmatrix} 0,7 \ ; \ 6,3 \\ 59,7 \ ; \ 117,3 \end{bmatrix}$	$\begin{bmatrix} 2,4 \ ; \ 1,5 \\ 1,0 \ ; \ 0,8 \end{bmatrix}$

Fonte: Próprio autor.

Finalmente, para cada combinação de reologia e Re_H, quatro métodos de regularização da viscosidade aparente foram aplicados com os respectivos valores de parâmetros de regularização: 1) método bi-viscoso *Fluent* 14.5 ($\dot{\gamma}_c = 0,01\ s^{-1}$ e $\dot{\gamma}_c = 0,005\ s^{-1}$); 2) método bi-viscoso *Fluent* 20.0 ($\dot{\gamma}_c = 0,01\ s^{-1}$); 3) método bi-viscoso de O'Donovan e Tanner ($\eta_0 = 1000\ Pa.s^n$); e 4) método de Papanastasiou ($m = 500\ s$). Portanto, totalizaram-se 236 simulações numéricas em diferentes dinâmicas, características de fluidos e métodos de regularização.

Pode-se definir uma nomenclatura para particularizar cada caso, segundo o padrão: para os fluidos-teste hipotéticos pseudoplásticos ($n < 1$), adotou-se a letra "H" junta do índice de consistência utilizado, seguido do número de Reynolds representado pela letra "R" e o valor do número de Reynolds do escoamento; para fluidos-teste hipotéticos Binghamianos ($n = 1$), adotou-se a letra "B" junta do índice de consistência utilizado, seguido do número de Reynolds representado pela letra "R" e o valor do número de Reynolds do escoamento; para os géis de carbopol, adotou-se a letra "C" seguido da concentração da mistura, também seguido do número de Reynolds representado pela letra "R" e o valor do número de Reynolds do escoamento. Exemplificando: H01-R7,9 refere-se ao fluido-teste hipotético pseudoplástico com $K_n = 0.1\ Pa.s^n$ e $Re_H = 7,9$; B10-R21,3 refere-se ao fluido-teste Binghamiano com $K_n = 10.0\ Pa.s^n$ e $Re_H = 21,3$; C015-R117,9 refere-se ao gel de carbopol com concentração mássica de $0,15\%$ e $Re_H = 117,9$.

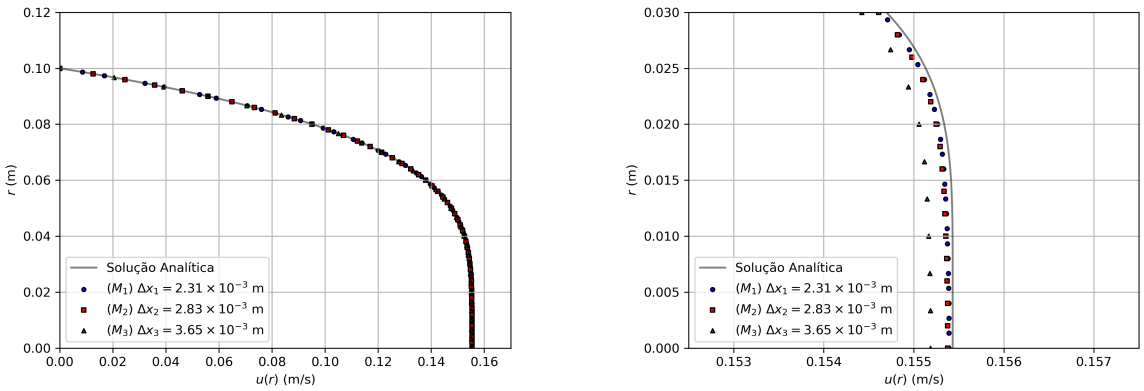
3.4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

Inicialmente, são apresentados na Subseção 3.4.1 os resultados do teste de sensibilidade e a quantificação de incertezas numéricas relacionadas à discretização espacial. Com a validação das simulações através do teste de sensibilidade, a Subseção 3.4.2 apresenta os resultados das confrontações numérico-analíticas de todos os fluidos-teste.

3.4.1 Teste de sensibilidade de malha

O perfil de velocidade obtido através do teste de sensibilidade de malha feito para o fluido H100-R0,5 é mostrado na Figura 3.5a e a região não-cisalhada, com maior detalhe, na Figura 3.5b.

Figura 3.5 – Teste de sensibilidade de malha com as malhas refinada, intermediária e grosseira (M_1, M_2 e M_3, respectivamente) em pontos dispersos e a solução analítica em linha contínua.



(a) Perfis de velocidade

(b) Detalhe dos perfis de velocidade

Fonte: Próprio autor.

Observa-se na Figura 3.5a a boa aderência dos resultados numéricos ao resultado analítico para as três malhas testadas. Uma avaliação mais clara da confrontação numérico-analítica pode ser feita a partir do detalhe do perfil de velocidade mostrado na Figura 3.5b. Percebe-se que a malha grosseira (M_3) apresenta resultados mais distantes, com erro de aproximadamente $0,16\%$ em $r = 0$, do resultado analítico. Conforme refina-se a malha, mais os resultados se aproximam da solução analítica com um comportamento convergente, mostrando que as malhas selecionadas podem ser submetidas ao método do GCI.

Os parâmetros para estimativa da incerteza devido à discretização espacial pelo método do GCI é apresentada pela Tabela 2. Cada uma das três malhas M_1, M_2 e M_3 fornece uma resolução espacial representativa (Δx_1, Δx_2 e Δx_3, respectivamente) e um resultado de velocidade no eixo de simetria $r = 0$ (ϕ_1, ϕ_2 e ϕ_3, respectivamente). A ordem de refinamento entre M_1 e M_2 é dada por r_{21} e entre M_2 e M_3 é de r_{32}. A diferença entre ϕ_1 e ϕ_2 é dada por ε_{21} e a diferença entre ϕ_2 e ϕ_3 é dada por ε_{32}. O procedimento resulta em uma ordem aparente de convergência dada por p e uma diferença entre o resultado mais refinado ϕ_1 e a solução hipotética apresentada por e_a^{21}. Desta forma, o índice de convergência de malha baseado na taxa de convergência entre os resultados das malhas M_1 e M_2 é dado por GCI_{fine}^{21}. Portanto, obtém-se um índice de convergêcia de malha de $2,43 \times 10^{-5}$, mostrando que o resultado da simulação com a malha M_1 está a $0,00243\%$ do valor extrapolado para uma malha infinitamente refinada (solução hipotética), de $\phi_{ext} = 0,155395\ m/s$. Com o valor extrapolado determinado, a incerteza associada a simulações utilizando a malha M_2 pode ser calculada, sendo de $0,011\%$. Assim, com a boa aderência da simulação ao resultado analítico e com as incertezas de discretização espacial definidas para a malha M_2, pôde-se prosseguir para as simulações com todos os fluidos-teste e avaliar o efeito dos métodos de regularização isolado (independente) do efeito da discretização espacial.

Tabela 2 – Parâmetros calculados do método *GCI*.

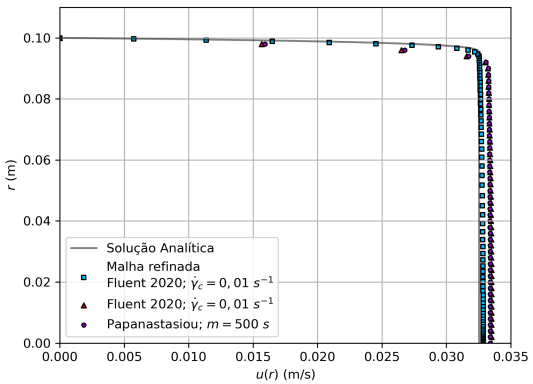
Δx_1, Δx_2, Δx_3	ϕ_1, ϕ_2, ϕ_3	r_{21}, r_{32}	ε_{21}, ε_{32}	p	e_A^{21}	GCI_{fine}^{21}
$2,31 \times 10^{-3}$	$0,155391$	$1,23$	$-1,30 \times 10^{-5}$	$8,06$	$8,37 \times 10^{-5}$	$2,43 \times 10^{-5}$
$2,83 \times 10^{-3}$	$0,155378$	$1,29$	$-1,92 \times 10^{-4}$			
$3,65 \times 10^{-3}$	$0,155186$					

Fonte: Próprio autor.

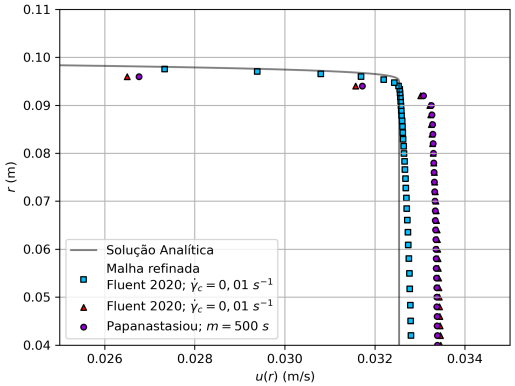
Para avaliar a diferença no uso das malhas M_2 e M_4, as Figuras 3.6a, 3.6b, 3.7a, 3.7b, 3.8a e 3.8b mostram a comparação numérico-analítica dos perfis de velocidade para os três casos com maiores HB_T, quais sejam, $HB_T = 73,20$ (fluido H02-R0,8), $HB_T = 49,83$ (fluido H02-R7,9) e $HB_T = 33,91$ (fluido H02-R78,7), respectivamente. Pode-se confirmar que a malhagem mais refinada foi capaz de capturar mais adequadamente os gradientes de velocidade utilizando a mesma técnica de regularização, resultando em uma melhor

previsão da velocidade da região não-cisalhada.

Figura 3.6 – Confrontação numérico-analítica de perfis de velocidade para o fluido H02-R01 ($HB_T = 73,20$). Malha M_2 representada por pontos triangulares e redondos, e malha mais refinada na fronteira representada por pontos quadrados. Solução analítica indicada por linhas contínuas.



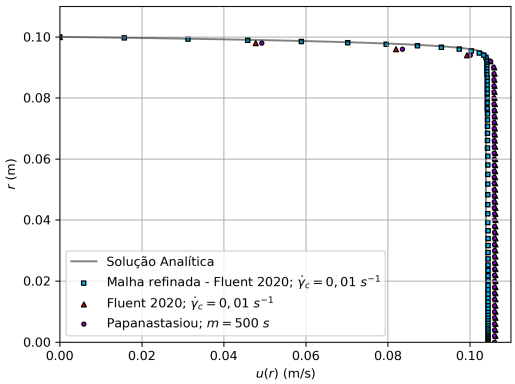
(a) Perfis de velocidade para $HB_T = 73,20$ (fluido H02-R01).



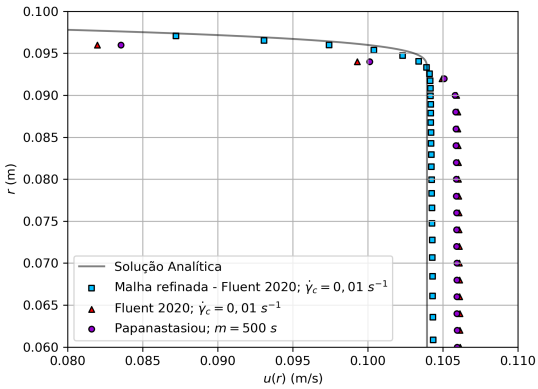
(b) Detalhe dos perfis de velocidade para $HB_T = 73,20$ (fluido H02-R01).

Fonte: Próprio autor.

Figura 3.7 – Confrontação numérico-analítica de perfis de velocidade para o fluido H02-R1 ($HB_T = 49,83$). Malha M_2 representada por pontos triangulares e redondos, e malha mais refinada na fronteira representada por pontos quadrados. Solução analítica indicada por linhas contínuas.



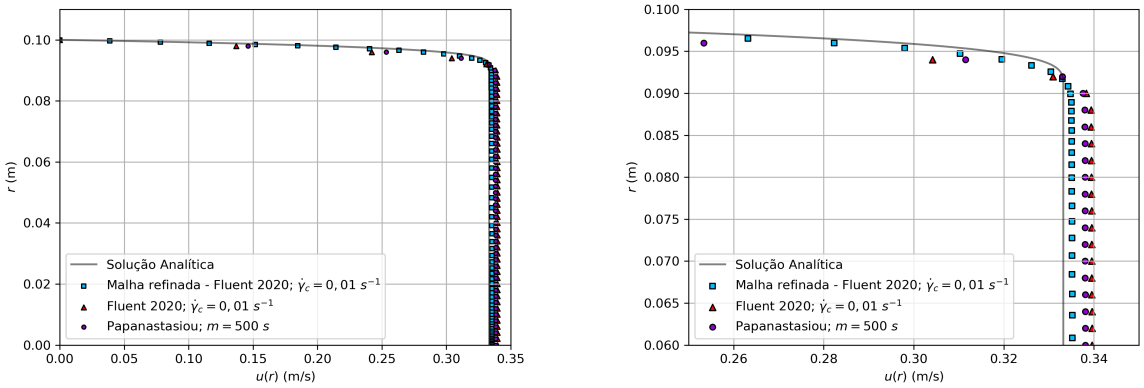
(a) Perfis de velocidade para $HB_T = 49,83$ (fluido H02-R1).



(b) Detalhe dos perfis de velocidade para $HB_T = 49,83$ (fluido H02-R01).

Fonte: Próprio autor.

Figura 3.8 – Confrontação numérico-analítica de perfis de velocidade para o fluido H02-R10 ($HB_T = 33,91$). Malha M_2 representada por pontos triangulares e redondos, e malha mais refinada na fronteira representada por pontos quadrados. Solução analítica indicada por linhas contínuas.



(a) Perfis de velocidade para $HB_T = 33,91$ (fluido H02-R10).

(b) Detalhe dos perfis de velocidade para $HB_T = 33,91$ (fluido H02-R01).

Fonte: Próprio autor.

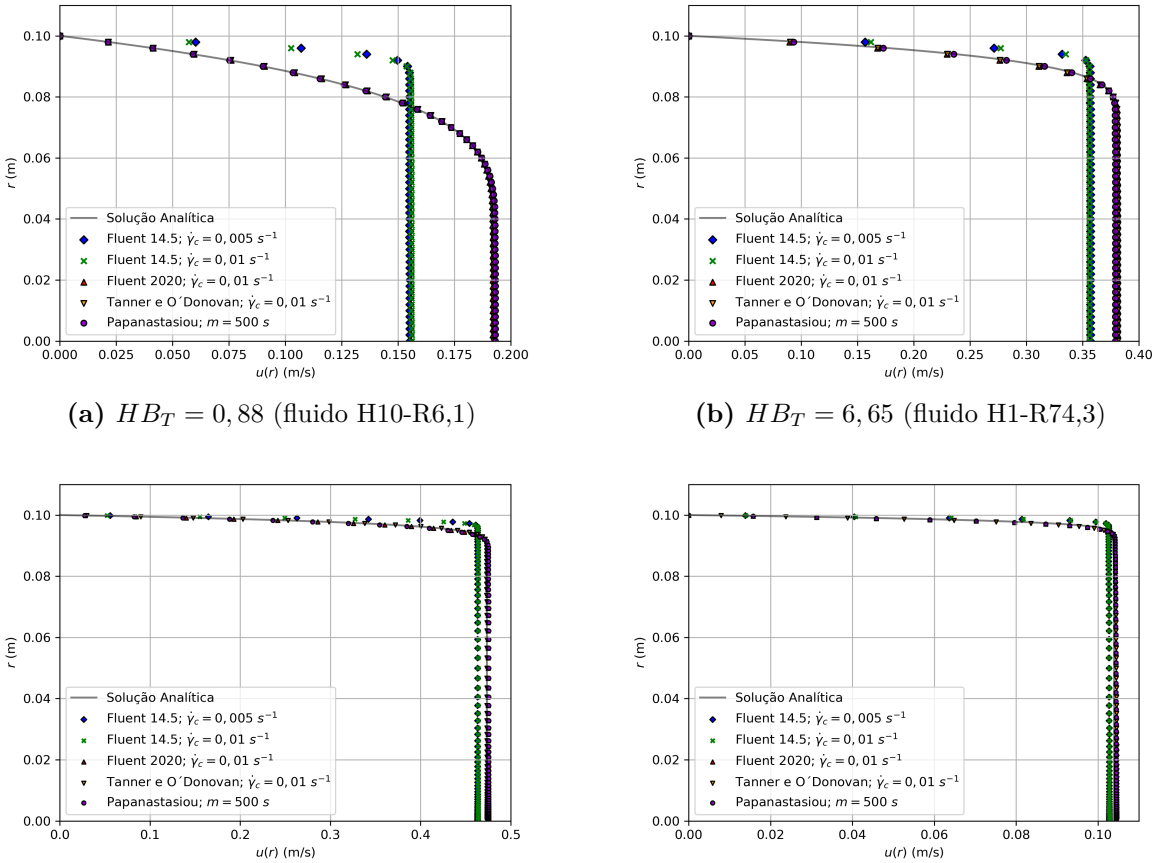
3.4.2 Confrontação numérico-analítica

Inicialmente, os perfis de velocidade típicos para diferentes HB_T, ou seja, diferentes condições de dinâmica e de reologia para as quatro técnicas de regularização propostas são apresentados. As Figuras 3.9a, 3.9b, 3.9c e 3.9d mostram, respectivamente, perfis de velocidade com $HB_T = 0,88$ (fluido H10-R6,1), $HB_T = 6,65$ (fluido H1-R74,3), $HB_T = 30,20$ (fluido H02-R157,0) e $HB_T = 49,84$ (fluido H02-R7,9).

Percebem-se dois aspectos gerais: 1) a relação entre velocidades da região não-cisalhada (u_a/u_n), sendo u_a a velocidade da região não-cisalhada em $r = 0$ obtida analiticamente e u_n a obtida numericamente, mostra ser um bom indicador do quão próximos estão os perfis de velocidade numérico e analítico; e 2) os métodos de Papanastasiou, de O'Donovan e Tanner e do *Fluent* 20.0 fornecem perfis de velocidade próximos daqueles fornecidos para solução analítica, enquanto que o método do *Fluent* 14.5 desvia significativamente para menores valores de HB_T.

O primeiro aspecto confirma o que pode ser esperado da análise das funções η de cada método de regularização, com métodos que calculam $\eta(\dot{\gamma} > \dot{\gamma}_c)$ de forma igual à função η teórica (Equações 2–42, 2–45) apresentando cálculo correto da velocidade na região cisalhada e, consequentemente, da velocidade da região não-cisalhada. Já a Equação 2–44 se mostra diferente do modelo teórico, apresentando dependência de $(\dot{\gamma}_c)^{1-n}$, repercutindo nos perfis de velocidade analisados. O método de Papanastasiou, cuja função η converge para η teórica (Equação 3–1), apresenta proximidade do perfil de velocidade analítico. Dessa forma, u_a/u_n é um adimensional indicador da proximidade da solução

Figura 3.9 – Confrontação numérico-analítica dos perfis de velocidade para fluidos com diferentes números de Herschel-Bulkley HB_T.



(a) $HB_T = 0,88$ (fluido H10-R6,1)

(b) $HB_T = 6,65$ (fluido H1-R74,3)

(c) $HB_T = 30,20$ (fluido H02-R157,0)

(d) $HB_T = 49,84$ (fluido H02-R7,9)

Fonte: Próprio autor.

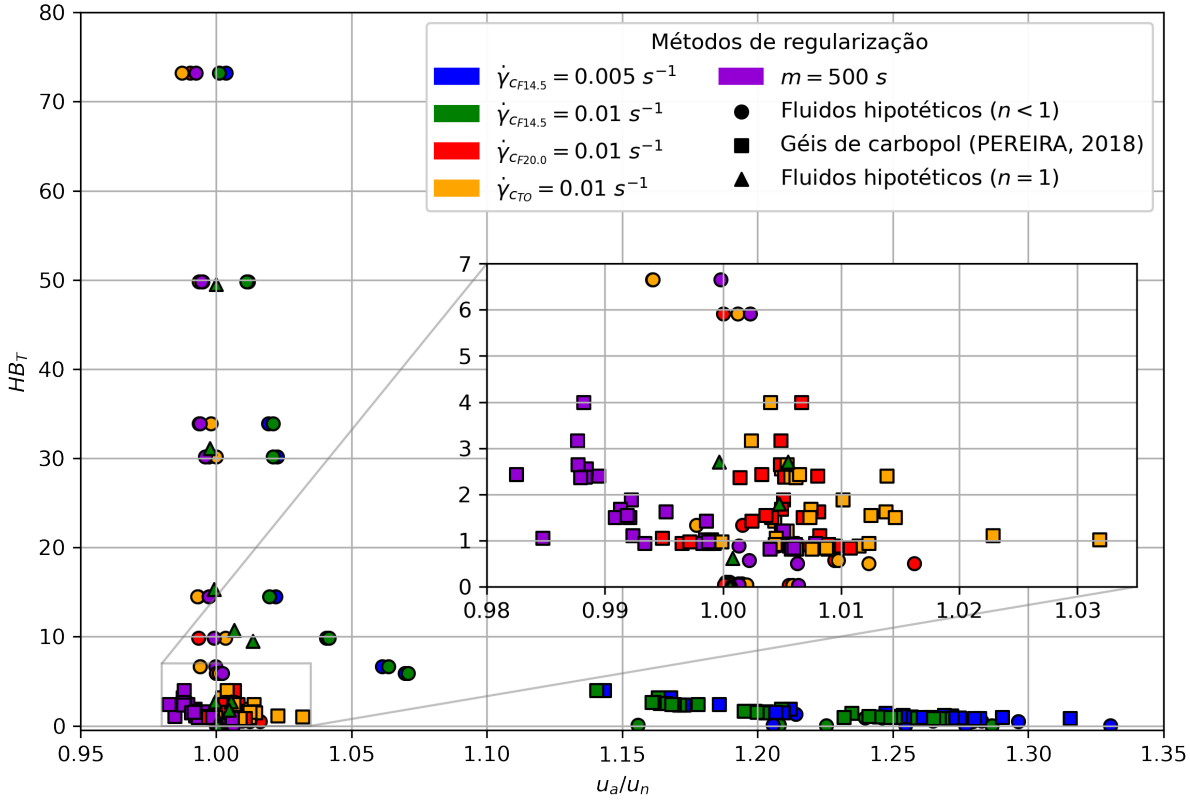
numérica com a analítica.

O segundo aspecto pode ser melhor discutido através da Figura 3.10, que mostra a confrontação numérico-analítica de todos os fluidos-teste em função de HB_T e de u_a/u_n.

Os escoamentos geraram uma faixa de HB_T de $0,0005$ até $157,6$, o que mostra grande variabilidade de condições de escoamento e de reologia dos casos-teste. Pode-se observar que, de forma geral, os métodos de Papanastasiou, de O'Donovan e Tanner e do *Fluent* 20.0 apresentam boa concordância com as soluções analíticas, enquanto o método do *Fluent* 14.5 desvia significativamente das soluções exatas e não apresenta alteração significativa ao variar o parâmetro regularizador de $\dot{\gamma}_c = 0,01\ s^{-1}$ para $\dot{\gamma}_c = 0,005\ s^{-1}$.

Quanto ao método do *Fluent* 14.5, verificou-se uma tendência de aproximação do eixo $u_a/u_n = 1$, ou seja, uma melhor confrontação numérico-analítica conforme HB_T se eleva. Enquanto que para $HB_T < 1$ obtiveram-se erros de 15% a 33%, e ao cabo de $HB_T \approx 6$, o erro diminui significativamente para 7% e, para $HB_T > 30$, os erros são

Figura 3.10 – Relação entre velocidades máximas analítica e numérica (u_a/u_n) em função do número de Herschel-Bulkley (HB_T) para diferentes métodos de regularização. Proximidade de $u_a/u_n = 1$ indica boa confrontação numérico-analítica.



Fonte: Próprio autor.

similares aos apresentados pelos outros métodos. Essa tendência de erros fornece indicativos de que a solução numérica não é função apenas de HB_T, como é a solução analítica (Equação 3–1). A Equação 2–44 confirma que a solução numérica para o método do *Fluent* 14.5 é função também de $\dot{\gamma}_c$. A dependência de $\dot{\gamma}_c$ faz com que os resultados numéricos divirjam da solução analítica, sendo cada vez mais significativa quando $HB_T < 1$, visto que o primeiro termo da Equação 2–44 é de ordem O(1). Para valores crescentes de HB_T, a ordem de grandeza do termo dependente de $\dot{\gamma}_c$ torna-se de menor importância em relação ao primeiro termo, diminuindo a relevância da dependência de $\dot{\gamma}_c$ e, consequentemente, se aproximando da solução analítica. Isso explica a proximidade do método do *Fluent* 14.5 com a solução analítica nas Figuras 3.9c e 3.9d.

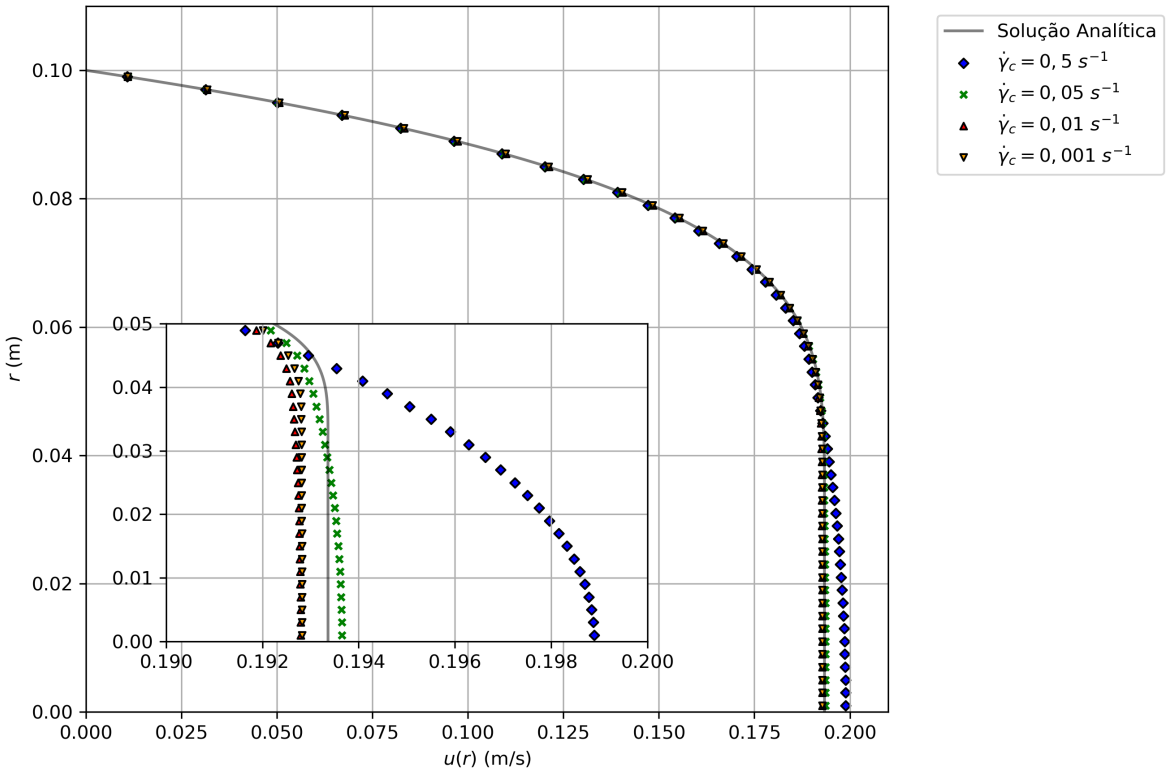
Ao analisar os termos do método do *Fluent* 14.5, pode-se perceber que o caso particular de $n = 1$ (fluidos Binghamianos) elimina a dependência de $\dot{\gamma}_c$, tornando a função igual à função η teórica para $\dot{\gamma} > 0$. Dessa maneira, os fluidos hipotéticos Binghamianos simulados com resultados mostrados na Figura 3.10 demonstram boa confrontação numérico-analítica, independente do número de Herschel-Bulkley.

Quanto aos métodos de Papanastasiou, de O'Donovan e Tanner e do *Fluent* 20.0,

verifica-se boa aderência às soluções analíticas, com erros menores que $3,1\%$ para toda faixa de HB_T, e sobretudo na faixa de $HB_T < 14,5$, com erros menores que $0,07\%$. Trabalhos numéricos para o mesmo caso estudado utilizando ALM reportam erros na faixa de 2 a 3% em confrontações numérico-analíticas (HUILGOL; YOU, 2005). Dessa maneira, pode-se considerar que os erros desses três métodos são satisfatórios e que a ordem de grandeza dos parâmetros regularizadores está coerente.

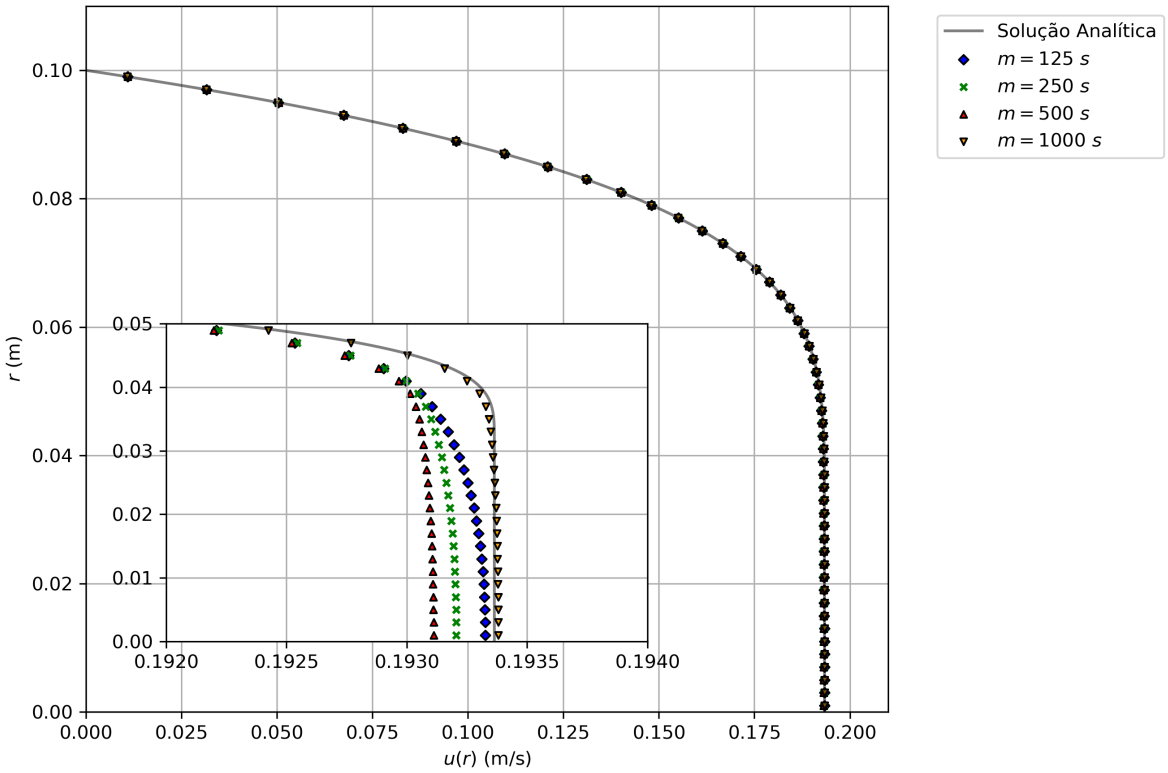
O refinamento dos parâmetros regularizadores usados nas simulações poderiam reduzir os erros obtidos. As Figuras 3.11, 3.12 e 3.13 mostram a sensibilidade dos parâmetros regularizadores para cada método de regularização usando o fluido H10-R6,1 como exemplo. Nota-se que simulações com parâmetros regularizadores mais grosseiros ($m = 125\ s$ e $\dot{\gamma}_c = 0,5\ s^{-1}$, por exemplo) tendem a apresentar maiores gradientes de velocidade na região teoricamente não-cisalhada. Isso indica a não-efetividade da regularização sob valores grosseiros de parâmetros regularizadores. Conforme refinam-se tais parâmetros, os gradientes de velocidade tendem a diminuir nas regiões não-cisalhadas, apresentando melhor modelagem do problema. Embora parâmetros regularizadores mais grosseiros ($\dot{\gamma}_c = 0,05\ s^{-1}$) tenham a possibilidade de oferecer maior proximidade de u_a/u_n à unidade do que o definido na metodologia deste trabalho ($\dot{\gamma}_c = 0,01\ s^{-1}$), ressalta-se que o objetivo deste Capítulo é demonstrar a efetividade dos métodos de regularização escolhidos. A análise da sensibilidade dos parâmetros regularizadores deve considerar como critério a confrontação numérico-analítica entre o tamanho de regiões cisalhadas e não-cisalhadas.

Figura 3.11 – Perfis de velocidade numéricos e analítico para análise de sensibilidade dos parâmetros regularizadores para o método de regularização adotado pelo *Fluent* 20.0.



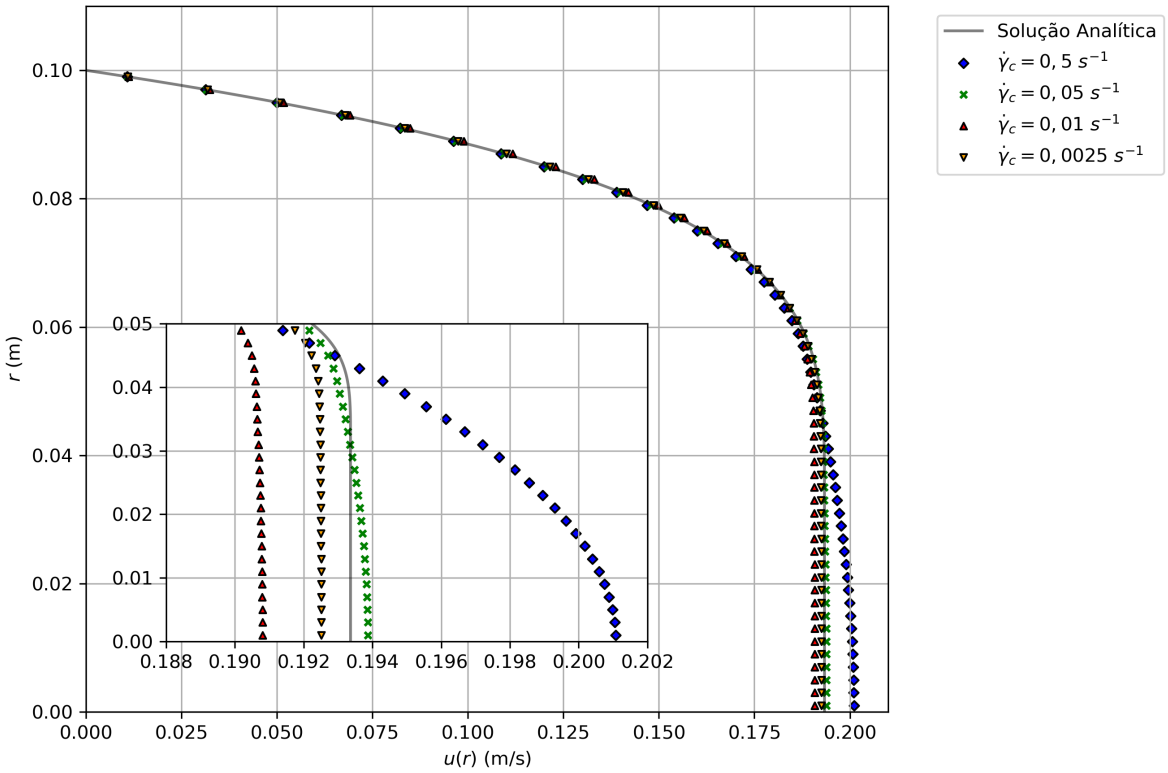
Fonte: Próprio autor.

Figura 3.12 – Perfis de velocidade numéricos e analítico para análise de sensibilidade dos parâmetros regularizadores para o método de regularização de Papanastasiou.



Fonte: Próprio autor.

Figura 3.13 – Perfis de velocidade numéricos e analítico para análise de sensibilidade dos parâmetros regularizadores para o método de regularização de Tanner e O´Donovan.



Fonte: Próprio autor.

3.5 CONCLUSÃO

Este capítulo tratou da confrontação numérico-analítica de escoamentos internos em duto circular horizontal (escoamento Hagen-Poiseuille) de fluido Herschel-Bulkley, visando determinar a adequabilidade das técnicas de regularização e obter uma ordem de grandeza para os parâmetros regularizadores. O método do *Fluent* 14.5 forneceu resultados dependentes de HB_T e de $\dot{\gamma}_c$, sendo considerado inadequado para representar um fluido Herschel-Bulkley. Para o caso particular de fluidos Binghamianos, o método se mostrou adequado. Verificou-se que simulações com elevados valores de HB_T (> 30) necessitam de maior refinamento de malha na vizinhança da parede para melhor captura de gradientes de velocidade. Finalmente, os resultados indicaram que os métodos de Papanastasiou ($m = 500\ s$), de O'Donovan e Tanner ($\dot{\gamma}_c = 0,01\ s^{-1}$) e do *Fluent* 20.0 ($\dot{\gamma}_c = 0,01\ s^{-1}$) são capazes de representar adequadamente o comportamento reológico de um fluido Herschel-Bulkley, sob uma faixa de erros menor que $3,2\%$ para o caso tratado. A validação no caso tratado indica que essas técnicas possam ser utilizadas em casos mais complexos, como aqueles propostos nos próximos capítulos, desde que submetidas a testes de sensibilidade do parâmetro regularizador.

4 CONFRONTAÇÃO NUMÉRICO-EXPERIMENTAL DO ENSAIO *SLUMP TEST*

4.1 INTRODUÇÃO

A importância prática dos fluidos não-newtonianos em diversas áreas da engenharia remete à necessidade da boa aferição de suas propriedades reológicas por meio da reometria. A reometria clássica de fluidos não-newtonianos é realizada por meio de reômetros, que são equipamentos sofisticados, onerosos e que exigem operadores qualificados para execução dos ensaios e para interpretação de resultados. Devido aos custos dos equipamentos e acessórios e à rarefação de pessoal qualificado, técnicas alternativas de reometria são pesquisadas visando prover uma estimativa adequada das propriedades reológicas de fluidos não-newtonianos de forma menos onerosa e mais prática.

Uma das técnicas alternativas de reometria mais aplicadas, junto com o teste da calha (plano inclinado), é o ensaio de abatimento de tronco de cone, ou *slump test*, proveniente da construção civil para avaliar a consistência e trabalhabilidade de concretos frescos. O ensaio clássico *slump test*, conforme a norma NBR NM 67:1998 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT, 1998), é feito preenchendo-se um tronco de cone metálico de dimensões pré-estabelecidas (altura de 300 mm, diâmetro inferior de 200 mm e diâmetro superior de 100 mm), conhecido por cone de Abrams, com o material a ser testado sobre uma placa metálica plana. Para avaliação de concreto fresco, há a necessidade de se realizar o adensamento por meio de uma haste de socamento. O tronco de cone é levantado cuidadosamente pelo operador com movimento constante e vagaroso para cima, na direção vertical, sem submeter o concreto a movimentos de torção lateral. O processo de levantamento do molde deve ser realizado no intervalo de 5 a 10 segundos. Imediatamente após o levantamento completo do molde, realiza-se a medida do abatimento, determinada pela diferença entre a altura do molde e a altura do eixo da amostra. A simplicidade do ensaio, portanto, garante que virtualmente qualquer operador seja capaz de executá-lo.

Além da construção civil, muitas indústrias têm passado a utilizar adaptações do *slump test* clássico para outros moldes e dimensões distintas visando a caracterização reológica de materiais. Podemos exemplificar com a indústria da mineração e petroleira, que têm usado moldes cilíndricos em dimensões reduzidas para avaliação da tensão limite

de escoamento de lamas de rejeitos e de perfuração (GAO; FOURIE, 2015a; BOGER, 2000; PASHIAS *et al.*, 1996) e a própria construção civil, com o uso do mini tronco de cone em pastas e argamassas de concreto adensável (NOOR; UOMOTO, 2004).

As modelagens matemática e numérica do ensaio do *slump test* é considerada como um escoamento similar ao de uma ruptura de barragem (*dam-break*). O fluido permanece estático, represado por um obstáculo no instante inicial ($t = 0$), o obstáculo é removido e a frente se desenvolve hidrodinamicamente ao longo do tempo. Em fluidos Newtonianos, a frente se desenvolve indeterminadamente caso sejam desprezados os efeitos de tensão superficial, normalmente desprezíveis em relação à carga de pressão. Já em fluidos não-Newtonianos viscoplásticos, a frente se desenvolve até que a carga de pressão se torne igual ou menor à tensão limite de escoamento, propriedade definida como a tensão mínima necessária para que fluido escoe. O equilíbrio entre tensões atingido pelo escoamento possibilita relacionar a tensão limite de escoamento com grandezas geométricas da amostra de fluido (MATSON; HOGG, 2007) – como o abatimento e o espalhamento da amostra – e, a partir desse conceito, desenvolver relações empíricas (PASHIAS *et al.*, 1996; CLAYTON *et al.*, 2003; PEREIRA, 2018), modelos analíticos (ROUSSEL; COUSSOT, 2005; PIERRE *et al.*, 2013) e modelagens numéricas (GAO; FOURIE, 2015a; LIU *et al.*, 2018).

Murata (1984) forneceu a primeira relação entre o abatimento e a tensão limite de escoamento considerando molde de geometria cônica (cone de Abrams), sendo corrigido por Christensen (1991), consolidando o modelo como ferramenta de avaliação da tensão limite de escoamento a partir da medida de abatimento. A modelagem numérica já dava suporte aos modelos analítico e experimental, com Tanigawa e Mori (1989) realizando as primeiras simulações do *slump test* com o método dos elementos finitos, este último concluindo que o abatimento final, para concretos frescos, dependia apenas da tensão limite de escoamento, com a viscosidade plástica influenciando apenas no tempo de estabelecimento da amostra final. Com base no modelo consolidado por Christensen (1991), Pashias *et al.* (1996) fizeram a adaptação da geometria cônica para cilíndrica, obtendo boa concordância em tensão limite de escoamento entre resultados fornecidos pelo modelo analítico e resultados experimentais obtidos via reometria clássica.

Os modelos analíticos, entretanto, demonstraram discrepâncias com resultados experimentais para valores de tensão limite de escoamento muito baixos ou muito elevados. Roussel e Coussot (2005) concluíram que o modelo de previsão da tensão limite de escoamento deve considerar, também, a medida de espalhamento do material. Ademais, concluíram que esta discrepância se deve à dinâmica do escoamento, podendo ser classificada sob três domínios: regime de espalhamento ($H << R$), regime intermediário ($H \approx R$) e regime de abatimento ($H >> R$), sendo H e R a altura e raio da amostra final, respectivamente. Enquanto Roussel e Coussot (2005) trouxeram soluções analíticas para os

regimes de espalhamento e de abatimento, Pierre *et al.* (2013) complementaram a lacuna das soluções analíticas, trazendo um modelo capaz de prever a tensão limite em regime intermediário.

A existência de regimes de escoamento no *slump test* passa a exigir estudo mais aprofundado na hidrodinâmica do ensaio, sobretudo no que se refere aos efeitos de inércia no escoamento. Os efeitos de inércia são gerados devido ao peso e à fluidez/consistência do material. O peso está relacionado com a altura inicial do material, gerando maiores cargas hidrostáticas e, consequentemente, velocidades mais elevadas no escoamento. A fluidez/consistência corresponde ao quanto o material irá resistir ao escoamento, com materiais mais fluidos gerando menos resistência e, consequentemente, maiores velocidades. As velocidades resultantes dos efeitos de inércia podem passar a ser significativas e alterar as características geométricas do escoamento do material, sobretudo a altura e o espalhamento da amostra. Dessa forma, os efeitos de inércia podem vir a comprometer o intuito da prática do *slump test* como técnica alternativa de reometria, cujo cerne reside no escoamento com tensões majoritariamente hidrostáticas em contraposição com tensões viscosas.

No cenário experimental do *slump test*, o levantamento gradual do molde sob velocidade normatizada ameniza os efeitos de inércia, visto que o molde representa um obstáculo físico e reduz a velocidade de descida e de espalhamento do material. Dessa maneira, o levantamento adequado do molde garante o bom ensaio do *slump test* através da redução ou eliminação da influência dos efeitos de inércia na amostra final, fornecendo medidas geométricas relacionadas com a reologia do material através dos métodos empíricos/analíticos.

No cenário numérico das simulações de *slump test*, entretanto, os efeitos de inércia ainda fornecem dificuldades. Roussel e Coussot (2005) realizaram um estudo numérico-experimental do *slump test* considerando materiais de base cimentícia modelados como fluidos de Bingham. As simulações foram executadas no código numérico *FLOW-3D* sem a implementação numérica do levantamento do molde, sendo modeladas como rupturas instantâneas. Visando eliminar os efeitos de inércia, a viscosidade plástica foi elevada artificialmente para que os resultados numéricos coincidissem com os resultados experimentais. Gao e Fourie (2015a) avaliaram numericamente pastas de materiais de base mineralógica modeladas como fluidos de Bingham através do mini *slump test* em geometria cilíndrica. Para as simulações numéricas, utilizaram o código numérico ANSYS *Fluent* 14.5 com implementação do molde e foram avaliadas diversas velocidades de levantamento do molde. Comparando resultados da amostra final de experimentos com os resultados numéricos, foi concluído que os efeitos de inércia são significativos em simulações sem implementação do molde; em simulações com implementação do molde, velocidades de levantamento muito elevadas ainda geram efeitos de inércia e velocidades de levantamento reduzidas tendem a diminuir este efeito.

Gao e Fourie (2015a) exploraram, ainda, a fase transiente do ensaio de forma numérica, ao relacionar o tempo de parada do escoamento com os efeitos de inércia. Embora outros trabalhos também explorem numericamente a fase transiente do ensaio (STARON *et al.*, 2013; LIU *et al.*, 2018), existe na literatura uma lacuna de dados experimentais referentes ao desenvolvimento das medidas geométricas (altura e espalhamento) da amostra no *slump test* ao longo do tempo. Pereira (2018), através do desenvolvimento de um aparato automatizado de *slump test* com cone de Abrams, foi capaz de aferir experimentalmente a medida de abatimento ao longo do tempo para géis de carbopol, lamas cauliníticas e argamassas em diferentes concentrações e traços. A confrontação numérica com dados experimentais da fase transiente deve auxiliar a compreender os efeitos de inércia no ensaio do *slump test*.

Nessa direção, o presente trabalho pretende explorar numérico-experimentalmente o ensaio do *slump test* com o cone de Abrams visando avaliar a influência dos efeitos de inércia na amostra final. Um protocolo de testes de sensibilidade numérica é realizado para definir as incertezas numéricas das simulações, estabelecendo as simulações numéricas como abordagem metodológica independente de resultados experimentais. Na vertente experimental, três diferentes concentrações do fluido-teste gel de carbopol são avaliadas e utiliza-se um aparato experimental automatizado de *slump test*, desenvolvido por Pereira (2018), que permite o controle adequado do levantamento do cone de Abrams em duas velocidades diferentes por meio de um sistema pneumático e a medida do abatimento da amostra durante o escoamento através de um sistema à laser. Por fim, uma confrontação numérico-experimental é realizada por meio das curvas de abatimento e de velocidade de descida ao longo do tempo, explorando-se a fase transiente do escoamento e as medidas de abatimento e espalhamento do estado final da amostra.

4.2 OBJETIVO

O objetivo deste capítulo é verificar se a influência dos efeitos de inércia é significativa nas medidas finais do ensaio do *slump test* com o cone de Abrams.

4.3 METODOLOGIA

Esta seção descreve a metodologia adotada para confrontar de maneira numérico-experimental o ensaio do *slump test* automatizado e é dividida em duas grandes subseções. A Subseção 4.3.1 apresenta a vertente experimental deste trabalho através da descrição dos fluidos-teste, do procedimento de caracterização reológica dos fluidos-teste, do aparato experimental e seus componentes, seguido do protocolo de ensaio adotado. A Subseção 4.3.2 apresenta a vertente numérica do trabalho descrevendo a modelagem numérica por meio do ANSYS *Fluent* 14.5, os testes de sensibilidade dos parâmetros numéricos mais importantes

(tamanho de malha, condição de estabilidade temporal, parâmetro regularizador e resíduos) com composição de incertezas numéricas, as condições de contorno e implementação da fronteira móvel, e, finalmente, os ensaios experimentais simulados, que compreendem os ensaios deste trabalho e de trabalhos externos.

4.3.1 Vertente experimental

Os ensaios experimentais de *slump test* exigem controle de certos aspectos para que possam fornecer resultados confiáveis para a proposta deste trabalho. Um dos aspectos é o uso de um fluido-teste que represente reologicamente os fluidos viscoplásticos encontrados em aplicações de engenharia. Outro aspecto é a caracterização reológica adequada dos fluidos-teste, com protocolos reométricos bem estabelecidos. Finalmente, os ensaios experimentais devem ser executados com reprodutibilidade e erros de operação minimizados; para isso, um aparato automatizado de *slump test* minimiza a influência do operador e permite ensaios reprodutíveis. A abordagem desses aspectos neste trabalho é explicada detalhadamente nessa subseção, estruturada da seguinte maneira: o item 4.3.1.1 apresenta o fluido-teste gel de carbopol e sua adequabilidade à proposta do trabalho; o item 4.3.1.2 mostra o reômetro usado para caracterização reológica e os protocolos de reometria; e o item 4.3.1.3 descreve o aparato experimental utilizado para reproduzir o *slump test* automatizado e seus componentes, bem como explica o protocolo experimental dos ensaios e a definição de quais ensaios foram realizados.

4.3.1.1 *Fluido-teste*

Os ensaios experimentais exigem algumas características do fluido-teste para garantir a boa qualidade e reprodutibilidade, como a homogeneidade, estabilidade da reologia na escala de tempo do experimento e a boa capacidade de visualização. Na propositura do trabalho como um todo, ao focar na hidrodinâmica de materiais presentes na indústria e em desastres naturais, a característica mais importante é que a reologia apresentada pelo fluido-teste seja representativa desses materiais, notadamente com propriedades viscoplásticas. O material usado neste trabalho que apresenta todas essas características é o gel de carbopol 996, bastante representativo reologicamente dos materiais presentes em aplicação de engenharia (MINUSSI; MACIEL, 2012), sendo bem modelado reologicamente pelo modelo de Herschel-Bulkley pseudoplástico ($n < 1$). O gel de carbopol 996 é definido como uma solução de água e polímero acrílico hidrossolúvel carbopol 996, cujas propriedades reológicas variam de acordo com o solvente utilizado, pH da mistura e a concentração de polímero (BOGER; WALTERS, 2012).

O preparo do gel seguiu o protocolo descrito e utilizado por Minussi (2007) e Pereira (2018). O pó de carbopol 996 foi adicionado em água deionizada a 70 $^{\circ}C$ e a mistura foi agitada manualmente a fim de promover sua dispersão. Após 12 horas de repouso em

banho térmico em temperatura de 70 $^{\circ}C$, a solução de água + carbopol foi neutralizada com hidróxido de sódio (NaOH). Com o intuito de promover uma melhor visualização do escoamento do gel nos ensaios experimentais, adicionou-se o corante azul de metileno na mistura ao final do processo. A mistura permaneceu mais 12 horas de repouso em banho térmico e retirada, resfriada em temperatura ambiente por 3 dias antes da execução do ensaio experimental. Por conveniência, o gel de carbopol 996 é referido apenas como gel de carbopol neste trabalho. Visando explorar amostras com diferentes características reológicas, três concentrações em massa são exploradas para o ensaio automatizado do *slump test*: $0,17\%$, $0,20\%$ e $0,25\%$. As massas específicas dos géis de carbopol se mostraram bastante próximas às da água, em torno de 1000 kg/m^3, devido à baixa concentração em massa do polímero.

4.3.1.2 *Procedimento de caracterização reológica*

A caracterização reológica dos géis de carbopol foi feita por meio de reometria clássica com um reômetro de cilindros coaxiais da marca Brookfield R/S, capaz de aplicar de forma precisa tensões de cisalhamento e aferir taxas de deformação, ou vice-versa, utilizando o sistema de medição Vane 40/20.

A cada ensaio de *slump test*, uma amostra era coletada para caracterização reológica. O protocolo de medição consistiu em duas faixas de imposição de tensões de cisalhamento e aferição de taxas de deformação. Na primeira faixa, as tensões de cisalhamento impostas foram crescentes até atingir a tensão máxima prescrita para cada concentração. A seguir, as tensões de cisalhamento foram impostas de forma decrescente até atingir tensões de cisalhamento nulas. Para ambas as faixas, as medições foram feitas durante 60 segundos, com captura de 1 ponto por segundo. Para cada concentração, foram realizados 10 ensaios reométricos e cada um forneceu uma curva de fluxo ajustada ao modelo reológico de Herschel-Bulkley. A média dos parâmetros reológicos forneceu os parâmetros reológicos médios do fluido-teste na concentração em questão.

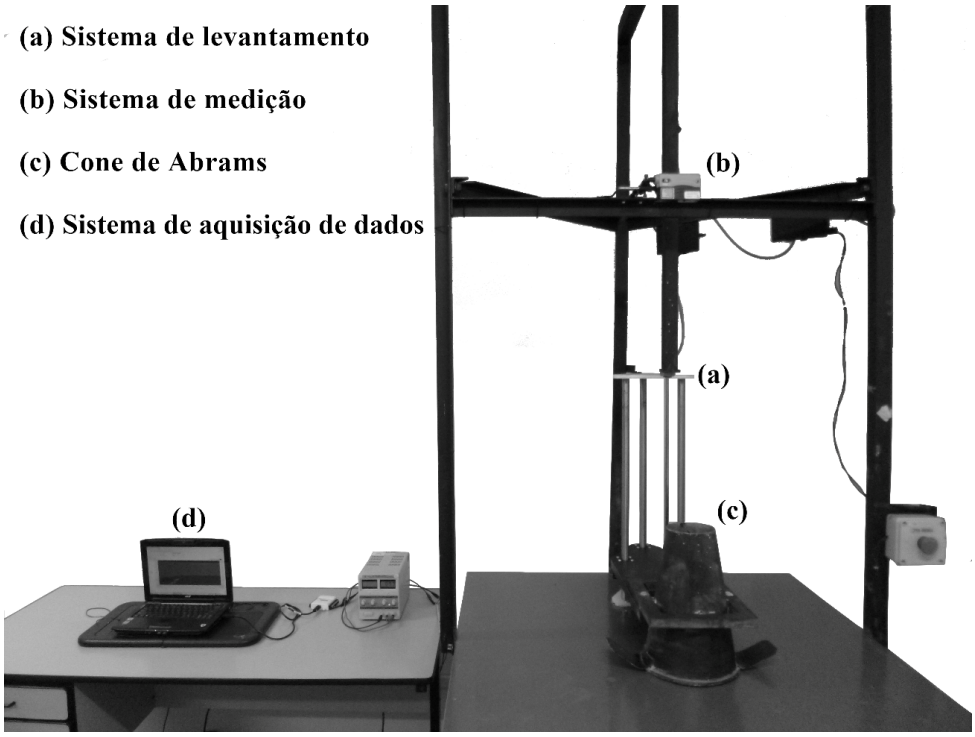
4.3.1.3 *Aparato experimental automatizado de slump test*

Embora o *slump test* seja um ensaio simples e expedito, é um ensaio que está sujeito a erros operacionais, tais como a não-verticalidade da subida do molde, ocorrência de movimentos torcionais, velocidades de subida fora da faixa normatizada e múltiplos operadores encarregados de executar os ensaios, que podem vir a prejudicar a reprodutibilidade do ensaio. Na perspectiva de minimização de erros operacionais do *slump test*, Pereira (2018) desenvolveu-se uma versão operacional de um aparato automatizado[1] de *slump test*. Não tão somente a minimização de erros, o aparato experimental (Figura

[1] O funcionamento do aparato experimental é mostrado no link: <https://drive.google.com/drive/folders/1VXrs5ogK309bIk6DMoqydRWArb_M4tpY>

4.1) ainda é capaz de monitorar a medida do abatimento ao longo do tempo durante o escoamento, o que possibilita tanto a prospecção de outras propriedades reológicas quanto a validação de códigos numéricos. A seguir, apresentam-se os sistemas de medição e de aquisição de dados e o sistema de levantamento do aparato. Para maiores informações acerca da implementação do aparato experimental, consultar (PEREIRA, 2018).

Figura 4.1 – Aparato automatizado para ensaios de *slump test* e seus principais componentes.



Fonte: (PEREIRA, 2018).

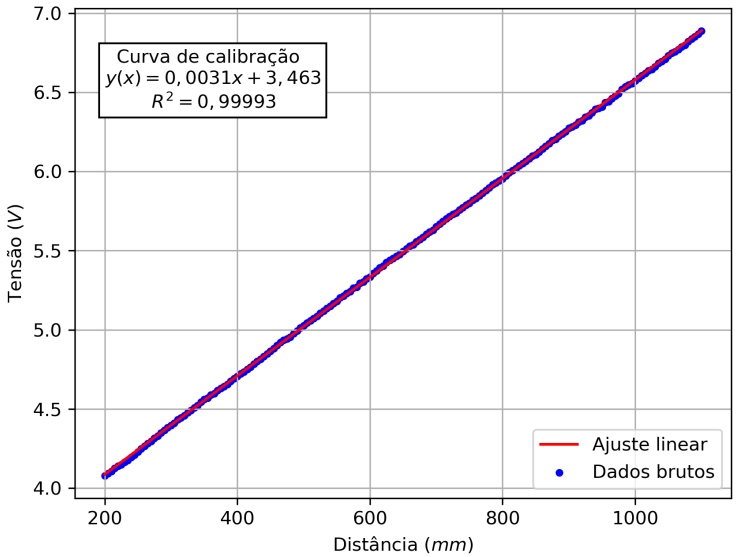
• Sistemas de medição e de aquisição de dados

A medida de abatimento ao longo do tempo é feita através de um sistema de medição, composto por um sensor fotoelétrico de medição de deslocamento à laser capaz de medir deslocamentos. O sensor, alimentado por uma fonte de tensão de 10 volts, foi posicionado cerca de um metro acima da superfície da mesa, e seu feixe luminoso foi direcionado para o centro do cone de Abrams.

As medidas realizadas pelo sensor de medição à laser são dadas em tensão (V) e foram relacionadas com a distância (mm) através de uma curva de calibração do sensor. No processo de calibração do sensor, associaram-se valores de tensão registrados pelo sensor a valores de distâncias incrementadas de 5 em 5 mm, definidas com auxílio de uma trena. Os dados de tensão foram obtidos por meio do módulo de aquisição de dados USB-6009 da National Instruments, o qual realizou a ligação entre o sensor de deslocamento e o computador. Utilizando o software *LabView*, definiu-se a taxa de amostragem de 20 Hz e implementou-se a curva de calibração do sensor, sendo possível obter diretamente medidas

de abatimento em termos de distância. A curva de calibração e seu coeficiente de ajuste R^2 são mostrados na Figura 4.2.

Figura 4.2 – Curva de calibração do sensor à laser.



Fonte: Próprio autor.

De acordo com Pereira (2018), o melhor ajuste dos dados brutos de abatimento ao longo do tempo é o modelo sigmoidal de Boltzmann, dado pela Equação 4–1. O modelo sigmoidal fornece uma função contínua de abatimento S ao longo do tempo t, chamada de "curva de abatimento". A curva média de abatimento é obtida através da média de todos os parâmetros do modelo sigmoidal. Os dados brutos de abatimento, então, foram exportados para tratamento e filtragem utilizando-se scripts na linguagem Python. Um exemplo de dados experimentais de saída com curva experimental típica de abatimento ajustada é mostrado na Figura 4.3.

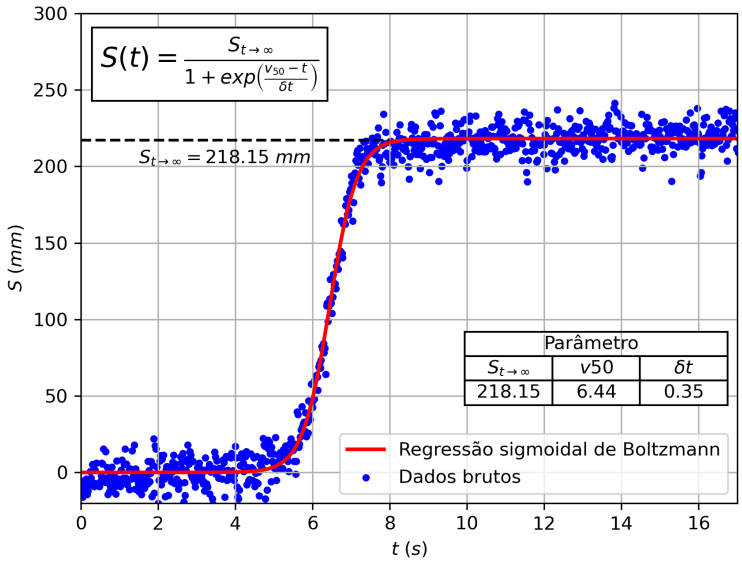
$$S(t) = \frac{S_{t\to\infty}}{1 + \exp\left(\frac{V_{50} - t}{\delta t}\right)} \tag{4–1}$$

em que $S_{t\to\infty}$ é o valor de abatimento para um tempo tendendo ao infinito, V_{50} o tempo em que a função atinge o máximo de sua derivada e δt a máxima derivada da função $S(t)$.

Observa-se, também, a natureza assintótica do modelo sigmoidal, com valores muito próximos de zero, porém não-nulos, nos instantes anteriores ao levantamento do molde. Essa característica dificulta a detecção do real início do escoamento, exigindo um critério para definir qual o instante inicial da curva de abatimento. O critério é definido com base na incerteza de medida do sensor à laser, de $0,29\ mm$: o escoamento só inicia de fato no instante em que o abatimento seja maior do que a incerteza sistemática de medição.

- Sistema de levantamento e verificação da velocidade de levantamento do molde

Figura 4.3 – Exemplo de curva de abatimento típica ajustada (linha contínua) aos dados brutos (pontos dispersos) por meio do modelo sigmoidal de Boltzmann.



Fonte: Próprio autor.

O sistema de levantamento, indicado na Figura 4.1, refere-se ao conjunto mesa, molde (cone de Abrams), sistema-guia e sistema de automatização de subida/descida do cone de Abrams. O sistema-guia garante a verticalidade da subida do cone por meio de 3 barras cilíndricas metálicas conectadas a uma placa metálica na qual está acoplada o cone de Abrams. O sistema de automatização de subida/descida do cone é composto por um sistema pneumático, que, quando acionado, realiza a subida ou descida do cone com velocidade controlada. A velocidade do cone pode ser controlada por meio do regulador de pressão acoplado ao sistema pneumático, capaz de gerar uma diferença de pressão constante e levantar o cone com velocidade constante.

A norma NBR NM 67:1998 (ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT, 1998) define que o molde deve ser levantado no intervalo de 5 a 10 segundos. Pereira (2018) definiu a velocidade de levantamento do molde como sendo $V_M = 50\ mm/s$, ou seja, a velocidade capaz de percorrer toda a altura do cone de Abrams ($300\ mm$) em 6 segundos. Neste trabalho, duas velocidades de levantamento do molde (V_M) são exploradas: $V_M \approx 50\ mm/s$ ($52,78 \pm 0,93\ mm/s$), referente ao padrão da norma, e $V_M \approx 150\ mm/s$ ($154,81 \pm 2,25\ mm/s$), referente a uma velocidade fora da recomendação da norma.

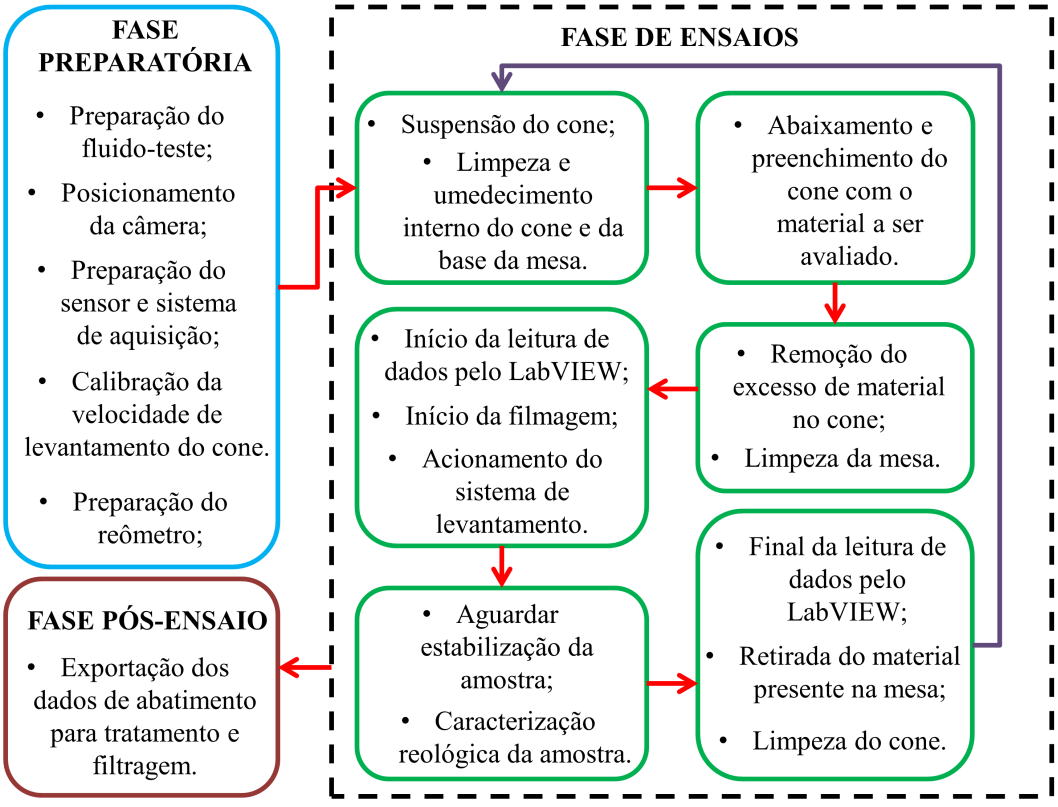
A verificação da velocidade de levantamento é feita anteriormente ao início dos ensaios de *slump test* e é realizada da seguinte forma: inicialmente, posiciona-se um anteparo no topo do molde e aciona-se o sensor de medição à laser já calibrado, possibilitando a captura da distância até o anteparo; a seguir, aciona-se o sistema pneumático, realizando

a subida do molde enquanto o sensor captura o desenvolvimento da distância do anteparo; e, finalmente, a inclinação da reta ajustada aos dados capturados fornece a velocidade de subida do molde. Para definir uma velocidade de levantamento específica, são feitos ajustes no sistema pneumático e verificadas as velocidades até que se obtenha a velocidade de subida desejada. Os resultados da calibração são mostrados na Subseção 4.4.3.

• Protocolo experimental e ensaios realizados

O protocolo experimental mostra o passo-a-passo para execução dos ensaios, conforme mostra a Figura 4.4. Para cada concentração mássica de gel de carbopol ($0,17\%$, $0,20\%$ e $0,25\%$), foram definidas duas velocidades de subida ($V_M \approx 50$ e $V_M \approx 150\ mm/s$), com cinco (5) repetições para cada velocidade de subida. Dessa forma, foram realizados 30 ensaios experimentais de *slump test*.

Figura 4.4 – Protocolo experimental seguido para os ensaios de *slump test*.



Fonte: Próprio autor.

4.3.2 Vertente numérica

Na proposta deste trabalho, a vertente numérica tem como papel confrontar seus resultados com os dados obtidos pela vertente experimental. São apresentadas duas formas de modelagem numérica do problema: o *slump test* instantâneo e o *slump test* gradual. A primeira forma se refere ao caso que não se materializa o molde sendo levantado na simulação numérica e a segunda materializa-se o molde sendo levantado na simulação.

Em ambos os casos, as equações governantes do problema são discretizadas pelo Método dos Volumes Finitos por meio do código computacional ANSYS *Fluent* 14.5. Visando descrever os métodos para a modelagem das duas formas propostas, a presente subseção está estruturada da seguinte forma: o item 4.3.2.1 descreve o código computacional ANSYS *Fluent* 14.5, as hipóteses consideradas e os métodos empregados para simulação do *slump test*; o item 4.3.2.2 descreve a geometria e as condições de contorno para modelagem do caso "instantâneo" (sem fronteira móvel) e do caso "gradual" (com fronteira móvel); o item 4.3.2.4 define os testes de sensibilidade para composição de incertezas numéricas; finalmente, o item 4.3.2.5 mostra os ensaios experimentais que foram simulados.

4.3.2.1 *Modelagem numérica*

As simulações numéricas do *slump test* foram feitas utilizando o código computacional ANSYS *Fluent* 14.5, de uso em diversas aplicações de engenharia e já bem consolidado na literatura, que aplica o Método dos Volumes Finitos baseado no centroide dos volumes de controle. Para a resolução do sistema de equações governantes, algumas hipóteses são consideradas: escoamento laminar, isotérmico e axissimétrico de um fluido incompressível, homogêneo e não-Newtoniano, modelado reologicamente pelo modelo de Herschel-Bulkley.

A problemática do *slump test* oferece alguns desafios numéricos, capazes de serem tratados adequadamente pelo *Fluent* 14.5, mas que merecem atenção especial. O primeiro desafio é relacionado ao fato do *slump test*, assim como todo caso *dam-break*, ser um problema de superfície livre discretizado por um método euleriano (que possui uma malha computacional), necessitando de um método de rastreamento de interface. O segundo é a natureza do fluido-teste a ser simulado, que apresenta reologia com presença de tensão limite de escoamento e implica em um tratamento adicional à função de viscosidade aparente. O terceiro, somente para os "casos graduais", é a implementação da fronteira móvel. Os próximos subitens apresentam as abordagens adotadas neste trabalho para os desafios citados.

- Rastreamento da interface de superfície livre

O método de rastreamento de interface aplicado neste trabalho é o *Coupled Level-Set/VoF* (*CLSVoF*). Para o escoamento de duas fases, duas variáveis "fração de volume" (α_1 e α_2) são adicionadas para identificar qual fase preenche o volume de controle da malha. Se $\alpha_1 = 1$, o volume de controle está preenchido com a fase primária; se $\alpha_1 = 0$, o volume de controle está preenchido com a fase secundária; caso $0 < \alpha_1 < 1$, a interface está presente no volume de controle em questão. Na região da interface, as propriedades do fluido, como viscosidade aparente η e massa específica ρ variam linearmente com α. A reconstrução da fronteira é feita pelo *Geo-Reconstruct*, similar ao método *PLIC*. O método *CLSVoF* é explicado com maiores detalhes na Subseção 2.2.2.

- Regularização da função viscosidade aparente

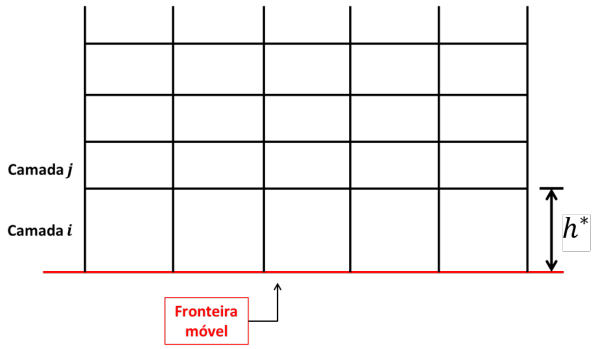
Conforme já discutido no Subseção 2.2.3, fluidos viscoplásticos modelados reologicamente com presença de tensão limite de escoamento – como os fluidos binghamianos ou de Herschel-Bulkley – apresentam viscosidade aparente teórica tendendo ao infinito quando a taxa de deformação tende a zero. Esse comportamento necessita de um tratamento numérico através da regularização da função de viscosidade aparente, aproximando-a para valores elevados, porém finitos, em baixas taxas de deformação. O método de regularização utilizado neste Capítulo é o método bi-viscoso proveniente do *Fluent* 20.0, implementado por meio de uma *User-Defined Function* (*UDF*), dado pela Equação 2–45. A presença do parâmetro numérico "taxa de deformação crítica" $\dot{\gamma}_c$ exige testes de sensibilidade para determinar um valor baixo o suficiente para bem modelar a função da viscosidade aparente, mas o mais elevado possível para evitar divergência numérica ou prejudicar significativamente o desempenho da simulação.

• Malhagem dinâmica: a técnica *Layering*

A modelagem numérica do *slump test* gradual exige a implementação de uma técnica de malhagem dinâmica, visto que a malha deve se readequar a uma fronteira ou zona móvel no domínio. Para isso, a técnica de malhagem dinâmica *layering* é utilizada neste trabalho para o caso do *slump test* gradual.

A técnica consiste na adição ou remoção de camadas de volume de controles adjacentes a uma fronteira móvel, cujo esquema de funcionamento é mostrado na Figura 4.5.

Figura 4.5 – Esquema de funcionamento da técnica *layering*.



Fonte: Próprio autor.

Se a altura da camada i (h_i) estiver aumentando, a camada i não se divide até que a condição dada pela Equação 4–2 seja atendida. Atingida a condição, a camada i se divide em duas camadas: uma camada de altura h^* que se manterá constante e outra camada, adjacente à fronteira móvel, com altura de $h_i - h^*$.

$$h_i > (1 + f_s)\, h^* \tag{4–2}$$

em que h^* é a altura especificada pelo usuário e f_s é o fator de divisão (*split factor*).

Se h_i estiver diminuindo, a camada i irá desaparecer, caso a condição dada pela Equação 4–3 seja atendida.

$$h_i < f_c h^* \tag{4–3}$$

em que f_c é o fator de colapso (*collapse factor*).

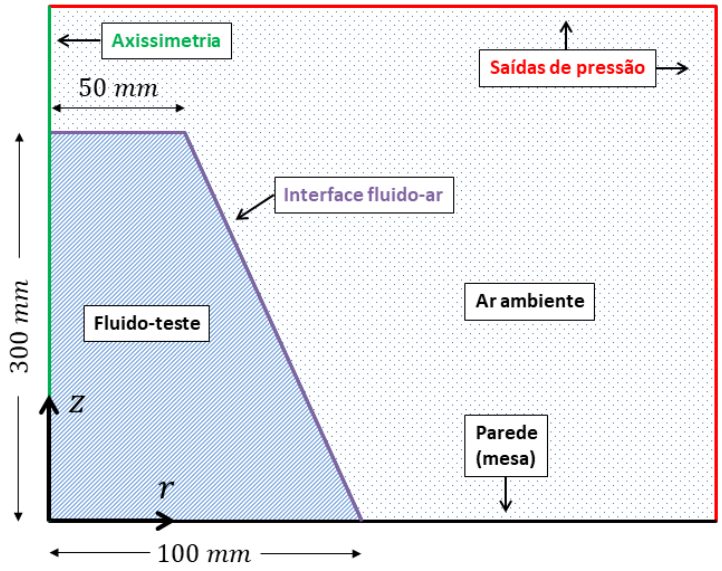
Neste trabalho, utiliza-se $f_s = 0.4$ e $f_c = 0.2$. Assim, a camada adjacente à fronteira móvel que estiver aumentando irá se dividir ao ser 40% maior do que a altura especificada pelo usuário h^*. Caso esteja diminuindo, a camada irá desaparecer caso sua altura seja 20% de h^*.

A velocidade da fronteira móvel é implementada por meio de uma função externa (*UDF*), através da função DEFINE-CG-MOTION.

4.3.2.2 *Geometria, condições de contorno e métodos numéricos*

Na Figura 4.6 mostram-se a geometria e as condições de contorno para o caso de subida instantânea , ou seja, sem a presença de fronteira móvel. A condição de axissimetria garante que a geometria bidimensional seja considerada como radialmente simétrica; nas saídas de pressão é imposta a condição de pressão atmosférica. As dimensões da região correspondente ao fluido-teste são as dimensões do cone de Abrams considerando-se a axissimetria (300 *mm* de altura, 50 *mm* de diâmetro superior e 100 mm de diâmetro inferior). O domínio deve ser grande o suficiente nas direções r e z para que o fluido-teste esteja distante das condições de saída de pressão a cerca de 10 células.

Figura 4.6 – Geometria e condições de contorno para o caso do *slump test* instantâneo.

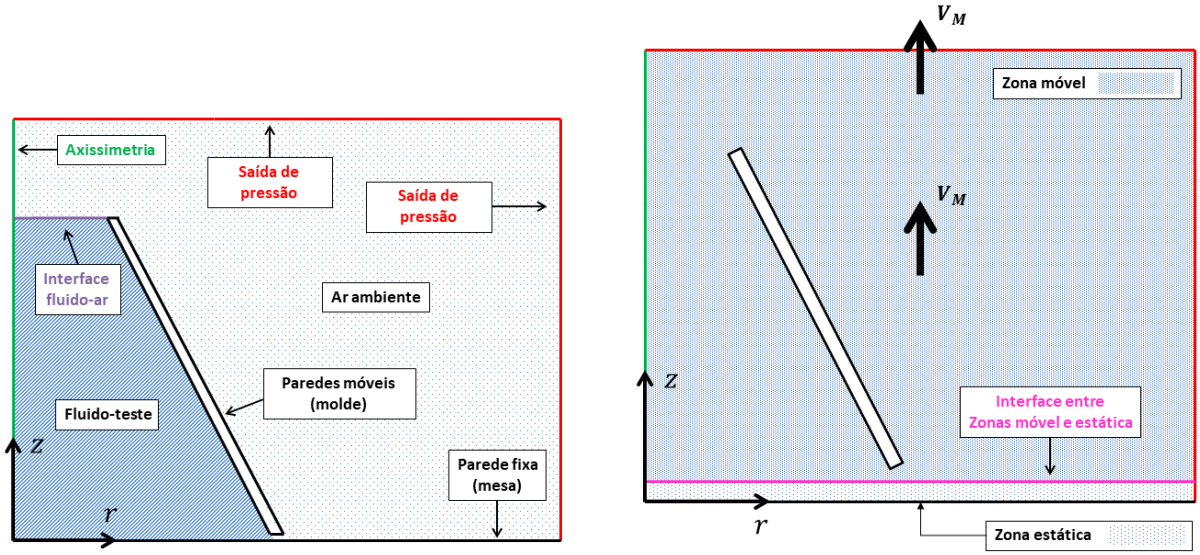


Fonte: Próprio autor.

A geometria e as condições de contorno para o caso gradual, ou seja, com a

materialização do molde, são mostradas na Figura 4.7a. As dimensões são idênticas ao caso instantâneo e o molde possui espessura de 5 mm. O molde deve ser materializado a pelo menos 2 (duas) camadas de células da condição de parede do chão. Para a implementação da técnica *layering*, divide-se a geometria em duas zonas distintas, conforme indicado na Figura 4.7b. Nota-se que as dimensões não estão em escala para facilitar a visualização. Uma zona estática é definida adjacente à condição de parede referente ao chão, com no mínimo 1 (uma) camada de células na direção z. O restante do domínio é definido como zona móvel, cuja fronteira com a zona estática é dada por uma interface (linha contínua magenta). Ressalta-se que a interface se localiza entre o molde e o chão, de forma que a zona móvel possua no mínimo 1 (uma) camada de células na direção z entre o molde e a interface. Atribui-se através de uma *UDF* e da função DEFINE-CG-MOTION uma velocidade V_M à zona móvel, ao molde, à interface e à saída de pressão superior, sendo V_M a velocidade de levantamento do molde. O movimento do domínio como um todo, com exceção da zona estática, permite a criação de camadas de malha pela técnica *layering* na posição adjacente à interface. A representação da malhagem é mostrada na Figura 4.8. Embora os elementos gerados pela técnica *layering* sejam estruturados, a região próxima da parede não é completamente estruturada devido à presença das paredes inclinadas. A região com menor qualidade de malha não está na região de interesse do escoamento e o uso de maior densidade de células adjacentes à parede não resultou em melhora significativa no resultado.

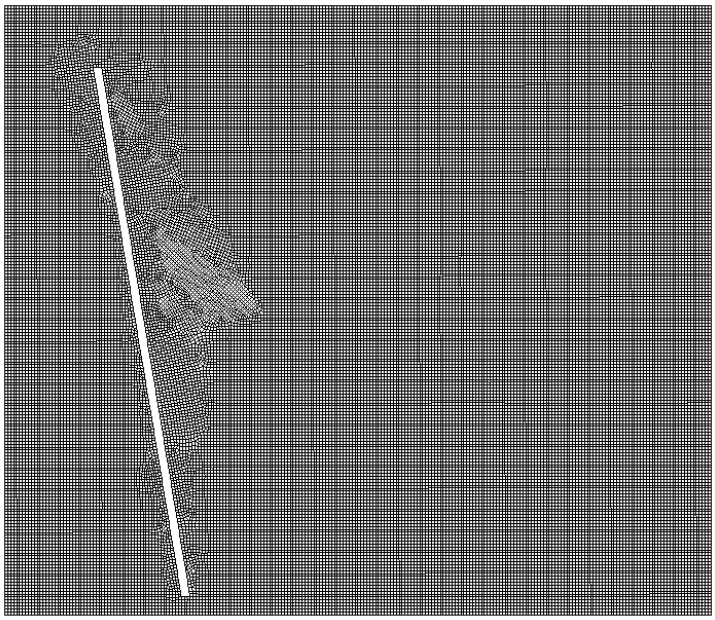
Figura 4.7 – Condições de contorno e as condições iniciais para o caso gradual do *slump test*.



(a) Condições de contorno e geometria. **(b)** Implementação da condição de zona móvel.

Fonte: Próprio autor.

Figura 4.8 – Representação da malhagem do domínio espacial.



Fonte: Próprio autor.

4.3.2.3 *Esquemas numéricos de discretização*

Os esquemas numéricos de discretização espacial utilizados para as simulações foram: os gradientes foram calculados pelo Método dos Mínimos Quadrados baseado no volume de controle (*Least-Squared Cell Based*), para a pressão utilizou-se o método PRESTO! (*PREssure STaggering Option*), para as equações de quantidade de movimento usou-se o método de segunda-ordem progressivo (*Second-Order Upwind*), para a reconstrução de fronteiras utilizou-se o método *Geo-Reconstruct* (semelhante ao *PLIC*) e a formulação transiente é dada pelo método de primeira ordem implícito (*First Order Implicit*). O critério de parada da simulação numérica é definido com base nas velocidades de descida do material V_S e de espalhamento V_E. Com referência em observações de ensaios experimentais, o olho humano seria capaz de detectar movimentos em velocidades acima de $0,3\ mm/s$ (TREGGER *et al.*, 2008). Assim, definiu-se o critério de parada da simulação como sendo $V_S < 0,3\ mm/s$ e $V_E < 0,3\ mm/s$.

4.3.2.4 *Testes de sensibilidade dos parâmetros numéricos*

A característica da vertente numérica de solucionar os sistemas de equações governantes contínuas de uma forma discreta gera os chamados erros de discretização. Como as divisões feitas nos domínios espacial e temporal são finitas, inevitavelmente a solução possuirá erros. Ademais, outros parâmetros numéricos além das discretizações podem ser fontes de erros, como os resíduos das iterações e, no caso deste trabalho, o parâmetro regularizador taxa de deformação crítica $\dot{\gamma}_c$. Na prática da engenharia, os erros de discretização e de parâmetros numéricos devem ser verificados, quantificados e

Tabela 3 – Testes de sensibilidade avaliados com os respectivos valores de parâmetros numéricos e método de acoplamento.

Slump test instantâneo; $\tau_c = 91,1\ Pa$; $K_n = 41,3\ Pa.s^n$; $n = 0,37$; $\rho = 1000\ kg/m^3$					
Teste de Sensibilidade	$\Delta x\ (mm)$	$CFL\ (-)$	$\dot{\gamma}_c\ (s^{-1})$	$res\ (-)$	**Método de Acoplamento**
Discretização espacial	$\begin{bmatrix}1,50\\2,25\\3,38\end{bmatrix}$	$0,25$	$0,01$	$7,5 \times 10^{-8}$	*Coupled*
Discretização temporal	$1,50$	$\begin{bmatrix}0,0625\\0,25\\0,90\end{bmatrix}$	$0,01$	$7,5 \times 10^{-8}$	*Coupled*
Parâmetro regularizador	$1,50$	$0,25$	$\begin{bmatrix}0,01\\0,1\\0,5\end{bmatrix}$	$7,5 \times 10^{-8}$	*Coupled*
Critério de convergência	$1,50$	$0,25$	$0,01$	$\begin{bmatrix}7,5 \times 10^{-8}\\1,0 \times 10^{-7}\\5,0 \times 10^{-7}\end{bmatrix}$	*Coupled*
Acoplamento Pressão-Velocidade	$1,50$	$0,25$	$0,01$	$7,5 \times 10^{-8}$	$\begin{bmatrix}PISO\\Coupled\end{bmatrix}$

Fonte: Próprio autor.

reportados, visando estabelecer a faixa de incerteza numérica da simulação.

Nessa direção, os testes de sensibilidade são feitos tanto para avaliar as incertezas numéricas quanto para avaliar a adequabilidade de determinado método numérico. Neste trabalho, uma série de testes de sensibilidade é feita para avaliar a influência das discretizações espaço-temporal, de parâmetros numéricos e do método de acoplamento pressão-velocidade (P-V). Para cada teste de sensibilidade relativo a um parâmetro numérico, todos os outros parâmetros são fixados. Na Tabela 3, cada linha mostra um teste de sensibilidade, os parâmetros fixos e o parâmetro que será variado para cada simulação, cujos valores estão ordenados em uma lista. Por exemplo, ao avaliar a influência do tamanho de malha Δx, simulações são feitas com 3 malhas de Δx diferentes, e a discretização no tempo (CFL), o parâmetro $\dot{\gamma}_c$, o critério de convergência por resíduos e o método de acoplamento P-V são fixados. O caso estudado se trata da simulação do *slump test* instantâneo com os parâmetros reológicos $\tau_c = 91,1\ Pa$, $K_n = 41,3\ Pa.s^n$ e $n = 0,37$, correspondente à reologia do gel de carbopol a uma concentração mássica de $0,25\%$ com $\rho = 1000\ kg/m^3$.

As incertezas numéricas podem ser quantificadas a partir dos testes de sensibilidade realizados. Neste trabalho, foca-se na avaliação das incertezas das propriedades finais do escoamento, quais sejam, o abatimento final e o espalhamento final. O procedimento do *Grid Convergence Index* (GCI), baseado no método de extrapolação de Richardson, é

aplicado para avaliação de incertezas de cada parâmetro analisado. Apesar do método *GCI* ter sido elaborado para obtenção de incertezas de malha, a ideia intrínseca de extrapolação pode ser aplicada para qualquer parâmetro que apresente uma tendência assintótica a uma solução extrapolada. Desta forma, o procedimento aplicado pelo método *GCI* é utilizado para definição das incertezas numéricas referentes à discretização temporal, ao parâmetro regularizador $\dot{\gamma}_c$ e ao critério de convergência. A incerteza total ($\bar{e}_t$) da simulação numérica é composta pelas incertezas de todos parâmetros avaliados em valores relativos (%), conforme indica a Equação 4–4.

$$\bar{e}_t = \sqrt{\bar{e}^2_{\Delta x} + \bar{e}^2_{CFL} + \bar{e}^2_{\dot{\gamma}_c} + \bar{e}^2_{res}} \tag{4–4}$$

em que $\bar{e}_{\Delta x}$ é a incerteza da malha, $\bar{e}_{CFL}$ da discretização temporal, $\bar{e}_{\dot{\gamma}_c}$ do parâmetro $\dot{\gamma}_c$ e $\bar{e}_{res}$ do critério de convergência em resíduos.

4.3.2.5 *Ensaios de slump test avaliados*

Dois conjuntos de dados experimentais foram utilizados para a confrontação numérico-experimental. O Conjunto 1 se refere aos dados experimentais obtidos pelo trabalho de Pereira (2018), com ampla variação de concentrações de géis de carbopol e de lamas cauliníticas. As propriedades do fluido-teste são mostradas na Tabela 4. O Conjunto 2 é composto dos dados experimentais obtidos através da metodologia apresentada na Subseção 4.3.1, cujos fluidos-teste possuem as propriedades mostradas na Tabela 5.

A nomenclatura adotada para os ensaios se inicia com a identificação do conjunto de ensaios ("C1" para Conjunto 1 e "C2" para Conjunto 2), seguida da letra que identifica o fluido-teste ("G" para gel de carbopol e "L" para lamas cauliníticas) e da concentração em porcentagem, finalizando com a velocidade de levantamento do molde (V_M) em milímetros por segundo. Por exemplo: o ensaio C2-G0,25-V_M150 se refere ao *slump test* de gel de carbopol, pertencente ao Conjunto 2, em concentração mássica de $0,25\%$ feito com uma velocidade de levantamento de 150 mm/s; o ensaio C1-L27,50-V_M50 se refere ao *slump test* de lama caulinítica, pertencente ao Conjunto 1, em concentração volumétrica de $27,50\%$ feito com uma velocidade de levantamento de 50 mm/s.

Ambos os conjuntos foram simulados numericamente através do procedimento descrito na Subseção 4.3.2 tanto pelo caso instantâneo (sem fronteira móvel), quanto pelo caso gradual (com fronteira móvel). Obtiveram-se, para cada simulação, informações de abatimento final (S_∞), espalhamento final (D_∞) e a curva de abatimento ao longo do tempo ($S \times t$).

As simulações numéricas dos casos pertencentes ao Conjunto 1 foram todas realizadas somente com velocidade normatizada $V_M = 50\ mm/s$. As simulações realizadas para o Conjunto 2, referentes aos ensaios experimentais deste trabalho, foram as seguintes:

para cada concentração de gel de carbopol ($0,17\%$, $0,20\%$ e $0,25\%$), foram definidas duas velocidades de subida de $V_M = 50\ mm/s$ para velocidade normatizada e $V_M = 150\ mm/s$ para a velocidade não-normatizada.

Tabela 4 – Características dos géis de carbopol (G) e lamas cauliníticas (L) do Conjunto 1 (C1) de dados. Todos ensaios foram realizados com velocidade de levantamento do molde de 50 mm/s (V_M50).

Fluido-teste	$\tau_c\ (Pa)$	$K_n\ (Pa.s^n)$	$n\ (-)$	$\rho\ (kg/m^3)$
C1 - G0,15-V_M50	32,90 ± 3,75	12,41 ± 0,56	0,42 ± 0,01	1000,00
C1 - G0,17-V_M50	57,12 ± 2,97	15,35 ± 4,30	0,42 ± 0,05	1000,00
C1 - G0,20-V_M50	73,91 ± 3,19	28,78 ± 2,59	0,37 ± 0,01	1000,00
C1 - G0,22-V_M50	98,69 ± 4,53	35,22 ± 1,23	0,37 ± 0,01	1000,00
C1 - G0,25-V_M50	110,65 ± 5,61	42,87 ± 1,23	0,37 ± 0,01	1000,00
C1 - G0,27-V_M50	119,43 ± 4,98	45,64 ± 1,82	0,37 ± 0,01	1000,00
C1 - G0,32-V_M50	142,52 ± 5,63	51,41 ± 2,78	0,37 ± 0,01	1000,00
C1 - L27,50-V_M50	46,01 ± 0,91	3,02 ± 0,24	0,58 ± 0,01	1450,00
C1 - L30,00-V_M50	96,55 ± 6,77	7,46 ± 2,33	0,55 ± 0,06	1490,00
C1 - L31,00-V_M50	117,62 ± 2,08	15,81 ± 1,44	0,47 ± 0,01	1507,00
C1 - L32,25-V_M50	146,71 ± 12,17	74,52 ± 13,82	0,29 ± 0,03	1531,00

Fonte: (PEREIRA, 2018)

Tabela 5 – Características dos géis de carbopol (G) do Conjunto 2 (C2) de dados.

Fluido-teste	$\tau_c\ (Pa)$	$K_n\ (Pa.s^n)$	$n\ (-)$
C2-G0,17	45,93 ± 2,65	22,14 ± 1,35	0,337 ± 0,008
C2-G0,20	61,60 ± 2,49	29,00 ± 1,91	0,336 ± 0,007
C2-G0,25	91,10 ± 2,82	41,30 ± 2,58	0,338 ± 0,008

Fonte: Próprio autor.

4.4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A presente seção está organizada em 4 subseções: a Subseção 4.4.1 mostra os resultados dos testes numéricos de sensibilidade e estabelece a margem de incerteza para resultados numéricos; a Subseção 4.4.2 apresenta a confrontação numérico-experimental dos fluidos-teste pertencentes ao Conjunto 1 (Tabela 4); a Subseção 4.4.3 mostra os resultados referentes à vertente experimental do Conjunto 2, como a caracterização reológica dos fluidos-teste e a calibração da velocidade de levantamento do molde; finalmente, a Subseção 4.4.4 apresenta a confrontação numérico-experimental dos ensaios pertencentes ao Conjunto 2 (Tabela 5).

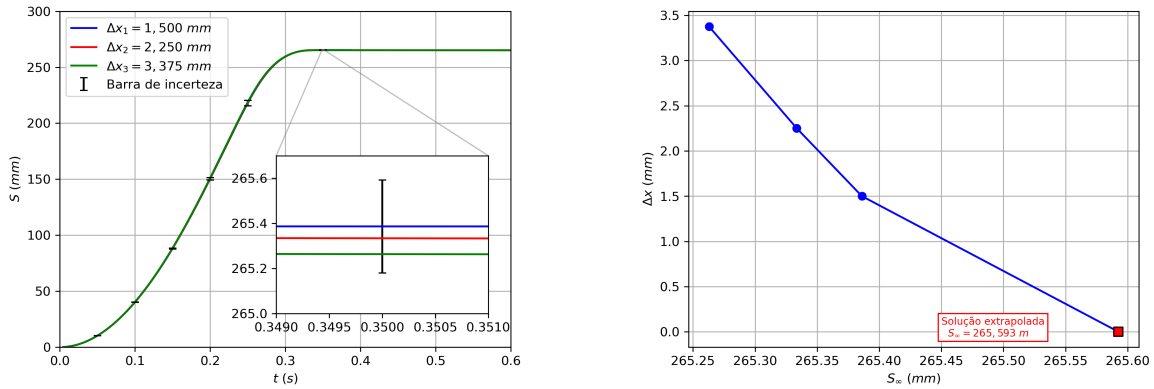
4.4.1 Testes numéricos de sensibilidade e incertezas numéricas

Nesta subseção, os aspectos mais importantes da simulação numérica serão avaliados por testes de sensibilidade, quais sejam: tamanho de malha (Δx), discretização espacial (CFL), taxa de deformação crítica ($\dot{\gamma}_c$) e resíduos do critério de convergência e a comparação entre os solvers segregado (*PISO*) e acoplado (*Coupled*). Ao final desta subseção, é mostrada a quantificação da incerteza numérica total.

4.4.1.1 *Resolução de malha*

As curvas numéricas de abatimento ao longo do tempo para simulações com as malhas com tamanhos de $\Delta x_1 = 1,5\ mm$, $\Delta x_2 = 2,25\ mm$ e $\Delta x_3 = 3,375\ mm$, bem como o detalhe de um instante com abatimento já estabilizado ($t = 0,35\ s$), são mostradas na Figura 4.9a. Observa-se a boa concordância entre os resultados de cada malha tanto na fase transiente quanto na fase já estabilizada. A Figura 4.9b mostra a convergência do abatimento final S_∞ com os diferentes tamanhos de malha e a solução extrapolada obtida pelo método GCI. O valor do GCI relativo à malha mais refinada é de $0,078\%$ e é representado pela barra de incerteza nas figuras.

Figura 4.9 – Teste de sensibilidade de malha.



(a) Comportamento da função abatimento S ao longo do tempo t para diferentes resoluções de malha.

(b) Convergência da medida de abatimento final S_∞ com o refinamento do tamanho de malha Δx e solução extrapolada.

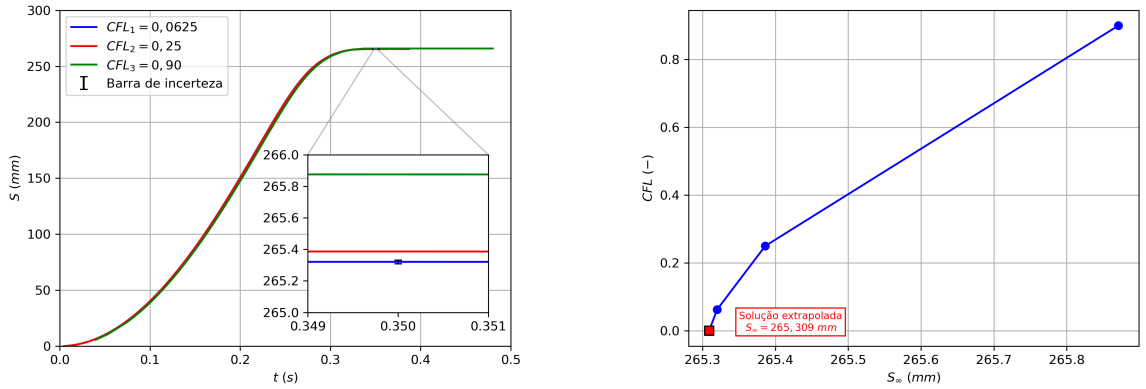
Fonte: Próprio autor.

4.4.1.2 *Discretização temporal*

As curvas numéricas de abatimento ao longo do tempo para simulações com a discretização temporal dada através das condições de estabilidade $CFL_1 = 0,0625$, $CFL_2 = 0,25$ e $CFL_3 = 0,90$ são mostradas na Figura 4.10a. Através da Figura 4.10b, nota-se a elevada taxa de convergência para a solução teórica extrapolada. O valor para a faixa de incerteza em relação ao resultado mais refinado obtido pelo procedimento do GCI é

de $0,0042\%$, representado pelas barras de incerteza. Observa-se que a incerteza proveniente da discretização temporal é uma ordem de grandeza inferior à incerteza fornecida pela discretização espacial.

Figura 4.10 – Teste de sensibilidade da discretização temporal através da variação da condição *CFL*.



(a) Comportamento da função abatimento S ao longo do tempo t para diferentes condições CFL.

(b) Convergência da medida de abatimento final S_∞ com o refinamento da discretização temporal pela condição CFL e solução extrapolada.

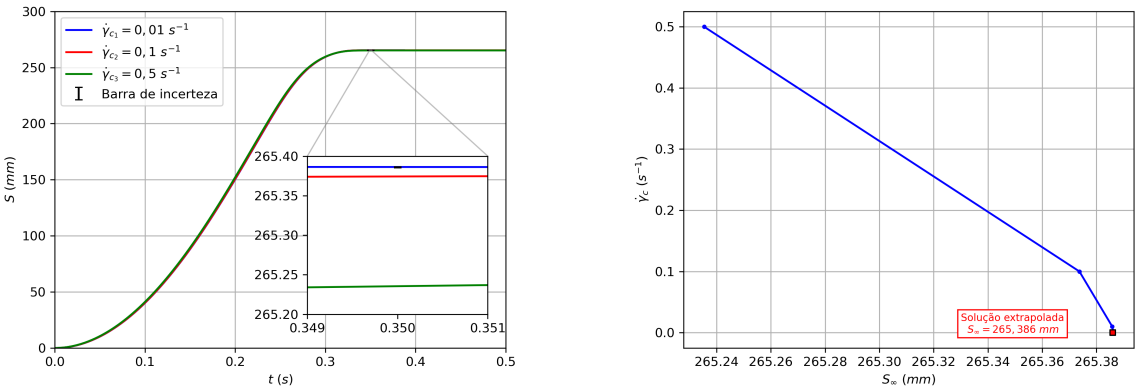
Fonte: Próprio autor.

4.4.1.3 *Taxa de deformação crítica*

As curvas numéricas de abatimento ao longo do tempo para simulações com diferentes parâmetros regularizadores, dados por $\dot{\gamma}_{c_1} = 0,01\ s^{-1}$, $\dot{\gamma}_{c_2} = 0,1\ s^{-1}$ e $\dot{\gamma}_{c_3} = 0,5\ s^{-1}$, são mostradas na Figura 4.11a. Observa-se, através da Figura 4.11b, que o resultado fornecido para o valor é bastante próximo daquele obtido pelo procedimento de extrapolação similar ao GCI. O valor para a faixa de incerteza é de $0,00017\%$, representado pelas barras de incerteza, duas ordens de grandeza inferior à incerteza proveniente da discretização espacial.

Os efeitos da taxa de deformação crítica, embora não sejam significativos na medida de abatimento, são notáveis na velocidade residual do espalhamento da amostra. A Figura 4.12 mostra a velocidade de espalhamento V_E em função do tempo nos instantes considerados de parada. Nesse estado, o escoamento possui baixíssimas taxas de deformação e, de acordo com o modelo bi-viscoso (Equação 2–45), a viscosidade aparente nessa condição é de um fluido lei de potência. De forma inevitável, existe uma velocidade residual, a qual é considerável para $\dot{\gamma}_{c_3} = 0,5\ s^{-1}$, visto que, como referência de ensaios experimentais, o olho humano não é capaz de identificar movimento em velocidades abaixo de $0,3\ mm/s$ (TREGGER *et al.*, 2008).

Figura 4.11 – Teste de sensibilidade do parâmetro taxa de deformação crítica $\dot{\gamma}_c$.

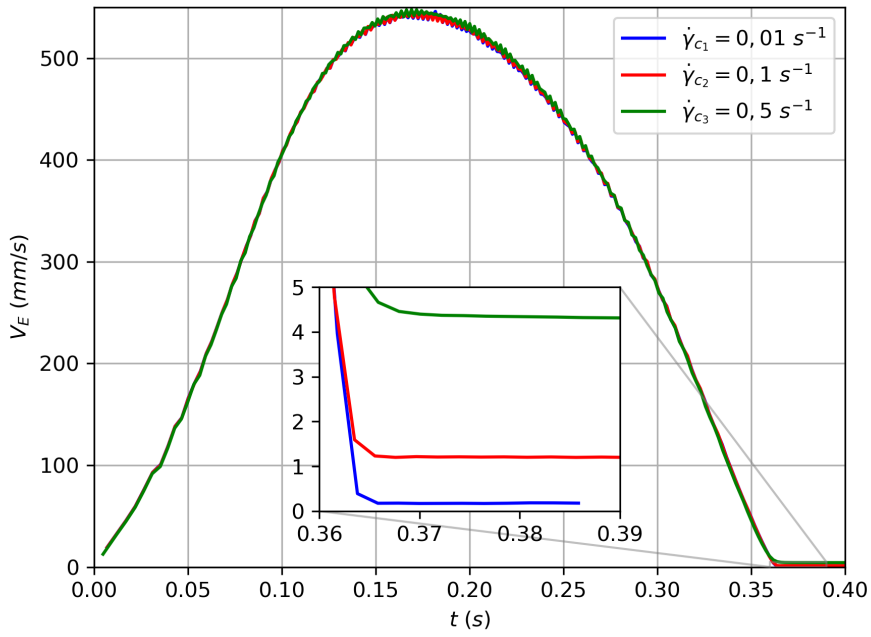


(a) Comportamento da função abatimento S ao longo do tempo t para diferentes taxas de deformação críticas $\dot{\gamma}_c$.

(b) Convergência da medida de abatimento final S_∞ com a diminuição de $\dot{\gamma}_c$ e solução extrapolada.

Fonte: Próprio autor.

Figura 4.12 – Comportamento da velocidade de espalhamento V_E ao longo do tempo t para diferentes taxas de deformação críticas $\dot{\gamma}_c$. Detalhe mostrando as velocidades nos instantes finais do escoamento.



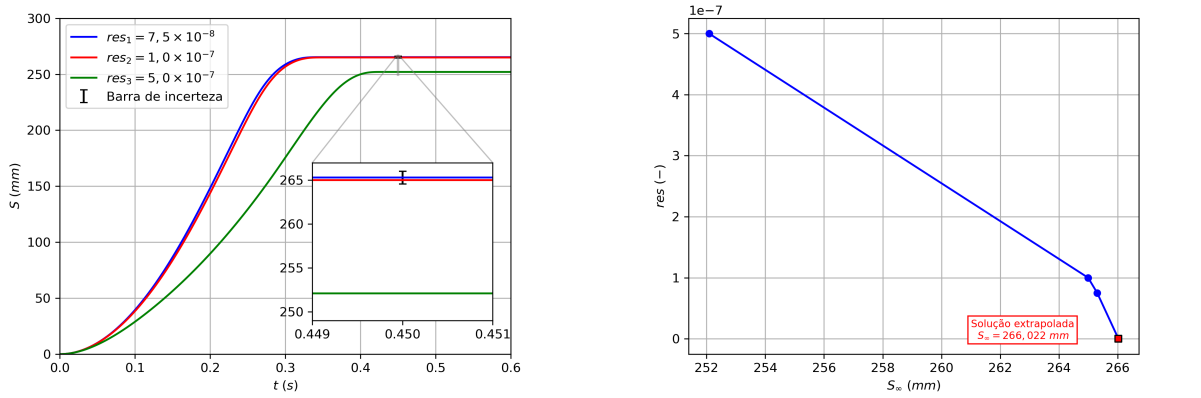
Fonte: Próprio autor.

4.4.1.4 *Resíduos*

As curvas numéricas de abatimento ao longo do tempo para simulações com diferentes critérios de convergência baseados em resíduos, dados por $res_1 = 7,5 \times 10^{-8}$, $res_2 = 1,0 \times 10^{-7}$ e $res_3 = 5,0 \times 10^{-7}$ são mostradas na Figura 4.13a. Percebe-se a diferença

significativa na curva de abatimento para res_3, indicando que o critério dado por res_3 não seria suficiente para alcançar uma solução independente. A análise de convergência dos resíduos, dada pela Figura 4.13b, mostra que a variação em direção a critérios mais estritos de convergência da simulação numérica chega a uma solução extrapolada, distante de $0,27\%$ do resultado mais refinado. Ao se comparar a incerteza relacionada aos resíduos com as demais incertezas, percebe-se que esta é a mais significativa no cômputo de incertezas totais. Do ponto de vista prático, a resolução res_2 se mostrou cerca de 2 vezes mais rápida para fornecer resultados em comparação com a resolução res_1, o que indica que a configuração dada por res_1 pode ser excessivamente refinada.

Figura 4.13 – Teste de sensibilidade dos resíduos *res* como medida para definir o critério de convergência.



(a) Comportamento da função abatimento S ao longo do tempo t para diferentes critérios de convergência baseados em resíduos *res*

(b) Convergência da medida de abatimento final S_∞ com a diminuição de *res* e solução extrapolada

Fonte: Próprio autor.

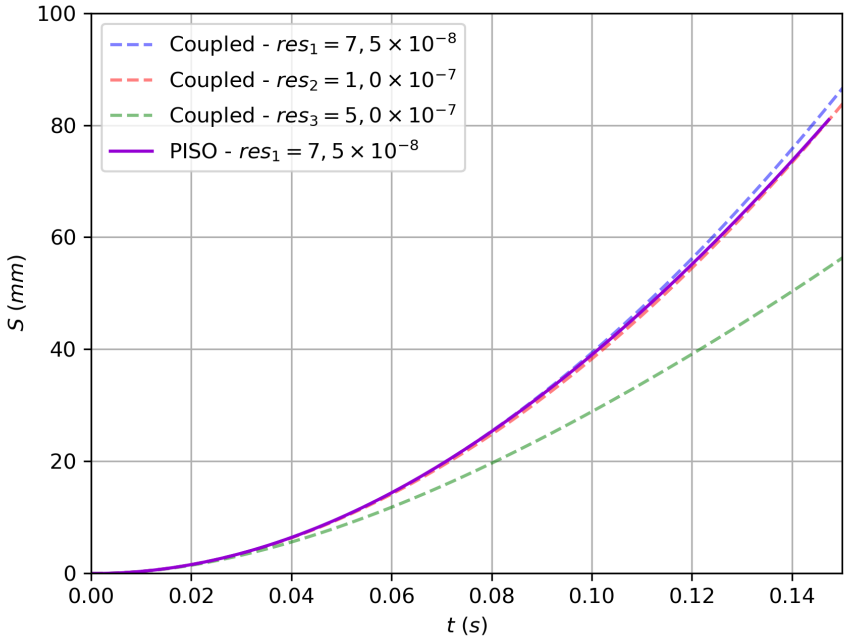
4.4.1.5 *Comparação entre os métodos PISO e Coupled*

As curvas numéricas de abatimento ao longo do tempo em uma faixa de tempo inicial do escoamento para os métodos de acoplamento pressão-velocidade *PISO* e *Coupled* são mostradas na Figura 4.14. Nota-se que o método *PISO* fornece resultados semelhantes ao método *Coupled* quando com mesmo critério de convergência. Embora seja menos custoso computacionalmente do que o *Coupled* para cada iteração, o método *PISO* tem dificuldades para atingir critérios de convergência mais estritos, como os critérios utilizados neste trabalho. Estima-se que o método *PISO* demore 10 vezes mais do que o método *Coupled* para realizar uma simulação completa de *slump test*.

4.4.1.6 *Composição de incertezas sobre o abatimento final*

A Tabela 6 mostra os principais valores para o cálculo da solução extrapolada de cada um dos testes de sensibilidade, com N sendo o parâmetro testado, φ a medida da

Figura 4.14 – Comportamento da medida de abatimento S ao longo do tempo t para o método *Coupled* em diferentes critérios de convergência e para o método *PISO*.



Fonte: Próprio autor.

propriedade de interesse (abatimento final), r a razão de refinamento entre os parâmetros, p a ordem aparente de convergência, e_A^{21} o erro relativo entre as duas medidas com parâmetros mais refinados e GCI_{fine}^{21} o índice de convergência para os dois parâmetros mais refinados. Considera-se o índice 1 como referente ao parâmetro mais refinado e o índice 3 ao parâmetro mais grosseiro.

Tabela 6 – Parâmetros calculados do método *GCI* para o teste de malha e extrapolação similar ao método *GCI* para demais testes.

Teste	Δx_1, Δx_2, Δx_3	ϕ_1, ϕ_2, ϕ_3	r_{21}, r_{32}	ε_{21}, ε_{32}	p	e_A^{21}	GCI_{fine}^{21}
Δx (mm)	$1,5$ $2,25$ $3,375$	$265,386$ $265,334$ $265,263$	$1,5$ $1,5$	$-5,3 \times 10^{-5}$ $-7,0 \times 10^{-5}$	$0,69$	2×10^{-4}	$7,8 \times 10^{-4}$
CFL $(-)$	$0,0625$ $0,25$ $0,90$	$265,320$ $265,386$ $265,871$	$4,0$ $3,6$	$6,6 \times 10^{-5}$ $4,9 \times 10^{-4}$	$1,54$	$2,5 \times 10^{-4}$	$4,2 \times 10^{-5}$
$\dot{\gamma}_c$ (s^{-1})	$0,01$ $0,1$ $0,5$	$265,386$ $265,374$ $265,235$	$10,0$ $5,0$	$0,0121$ $0,1383$	$1,55$	$4,6 \times 10^{-5}$	$1,7 \times 10^{-6}$
res $(-)$	$7,5 \times 10^{-8}$ $1,0 \times 10^{-7}$ $5,0 \times 10^{-7}$	$265,301$ $264,991$ $252,087$	$1,3$ $5,0$	$-3,1 \times 10^{-4}$ $1,3 \times 10^{-2}$	$1,79$	$1,2 \times 10^{-3}$	$2,7 \times 10^{-3}$

Fonte: Próprio autor.

Nota-se a grande contribuição dos resíduos para a incerteza numérica, enquanto a discretização temporal e o parâmetro regularizador não influenciam significativamente no abatimento final. A incerteza numérica total sobre o abatimento final é calculada conforme Equação 4–4, com $\bar{e}_t$ dado em porcentagem ($GCI_{fine}^{21} \times 100$), estima-se uma incerteza composta de $0,28\%$ sobre o abatimento final.

4.4.2 Confrontação numérico-experimental dos ensaios do Conjunto 1

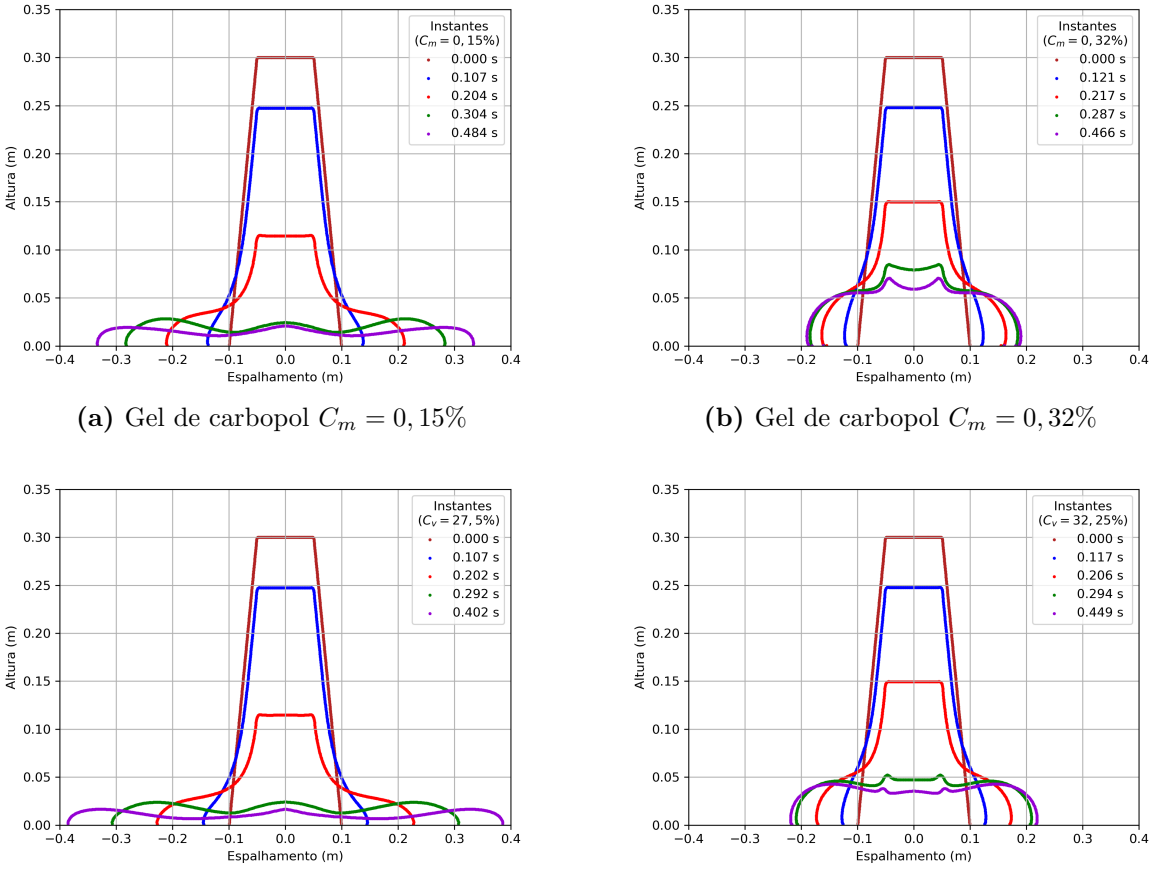
Esta Subseção apresenta a confrontação numérico-experimental de todos os ensaios simulados do Conjunto 1 (Tabela 5). A discussão dos resultados está dividida em dois itens: comparação de experimentos com simulações numéricas do caso instantâneo (item 4.4.2.1) e comparação de experimentos com simulações numéricos do caso gradual (item 4.4.2.2).

4.4.2.1 *Caso instantâneo*

Inicialmente, apresenta-se o desenvolvimento do escoamento ao longo do tempo através das interfaces entre o ar e o fluido-teste para o caso instantâneo. As Figuras 4.15a e 4.15b mostram contornos representativos em duas concentrações de gel de carbopol ($C_m = 0,15\%$ e $C_m = 0,32\%$, respectivamente) e as Figuras 4.15c e 4.15d mostram contornos representativos em duas concentrações de lama caulinítica ($C_v = 27,5\%$ e

$C_v = 32,25\%$). Os contornos para demais simulações em caso instantâneo estão presentes no Anexo A.

Figura 4.15 – Desenvolvimento das interfaces entre fluido-teste e ar ao longo do tempo para o caso instantâneo.



(a) Gel de carbopol $C_m = 0,15\%$

(b) Gel de carbopol $C_m = 0,32\%$

(c) Lama caulinítica $C_v = 27,5\%$

(d) Lama caulinítica $C_v = 32,25\%$

Fonte: Próprio autor.

Nas Figuras 4.16a e 4.16b são mostradas as curvas de abatimento ao longo do tempo ($S \times t$) para simulações numéricas e experimentos do caso instantâneo do *slump test* utilizando reologias dos géis de carbopol e das lamas cauliníticas, respectivamente.

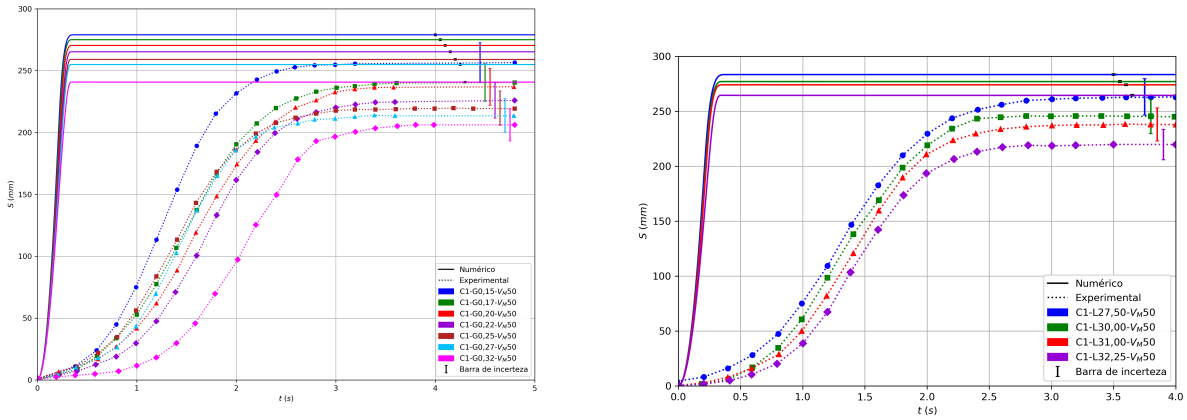
Os resultados experimentais (linhas pontilhadas) mostram variação na fase transiente do escoamento entre as diferentes concentrações de fluido-teste, com tendência de escoamentos mais rápidos para fluidos menos consistentes, e tempos de parada do abatimento entre $2,5$ s e $3,0$ s. Os abatimentos experimentais finais variam em uma faixa de 206 a 257 mm para géis de carbopol e de 222 a 263 mm para lamas cauliníticas, com concentrações mais elevadas apresentando menores abatimentos finais.

Os resultados numéricos (linhas contínuas) apresentam baixa variação na fase transiente para a escala de tempo analisada, com tempos de parada bem definidos entre

$0,3\ s$ e $0,35\ s$, e velocidades de descida do material variando entre 1100 e 1700 mm/s. Os abatimentos numéricos finais variam em uma faixa de 240 a 279 mm para géis de carbopol e de 265 a 283 mm para lamas cauliníticas.

Ao se comparar os resultados experimentais com os resultados numéricos modelados conforme o caso instantâneo, percebe-se que os abatimentos finais numéricos são consideravelmente maiores do que os abatimentos finais experimentais. Já os tempos de paradas de abatimento numéricos são consideravelmente menores do que daqueles fornecidos pelos experimentos. Como consequência, as velocidades de descida do material são bastante elevadas no cenário numérico, conforme Figuras 4.17a e 4.17b, enquanto os experimentos mostram menores velocidades de descida. As diferenças nos abatimentos finais, medida-alvo do ensaio do *slump test*, indicam que as altas velocidades de descida do material obtidas numericamente influenciam no estado final da amostra. Desta forma, verifica-se que a modelagem numérica do *slump test* como um caso instantâneo introduz efeitos de inércia consideráveis ao ensaio, ou seja, o estado final da amostra é bastante influenciado pelo desenvolvimento do escoamento.

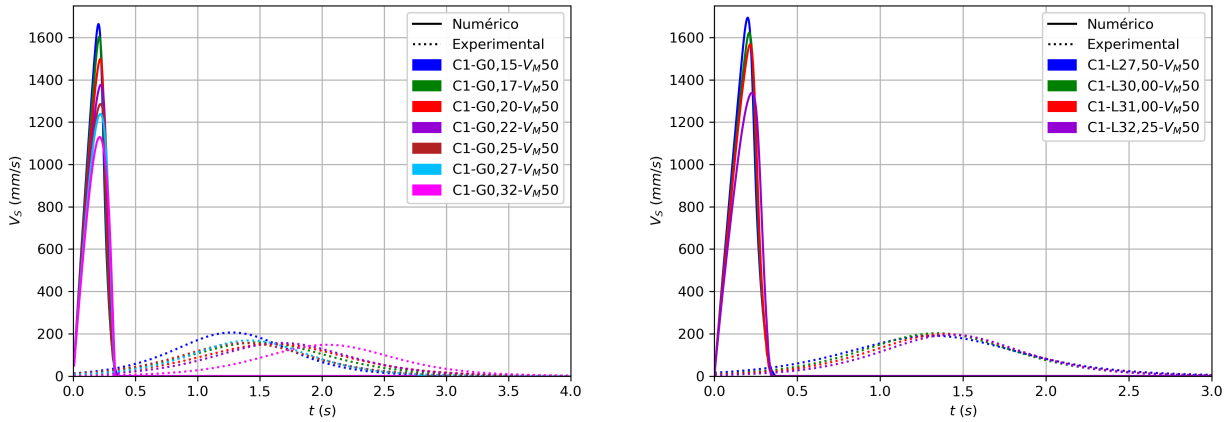
Figura 4.16 – Confrontação numérico-experimental de curvas de abatimento ao longo do tempo para o caso instantâneo (Conjunto 1).



(a) Géis de carbopol. **(b)** Lamas cauliníticas.

Fonte: Próprio autor.

Figura 4.17 – Confrontação numérico-experimental de velocidades de descida do material V_S ao longo do tempo t para o caso instantâneo (Conjunto 1).



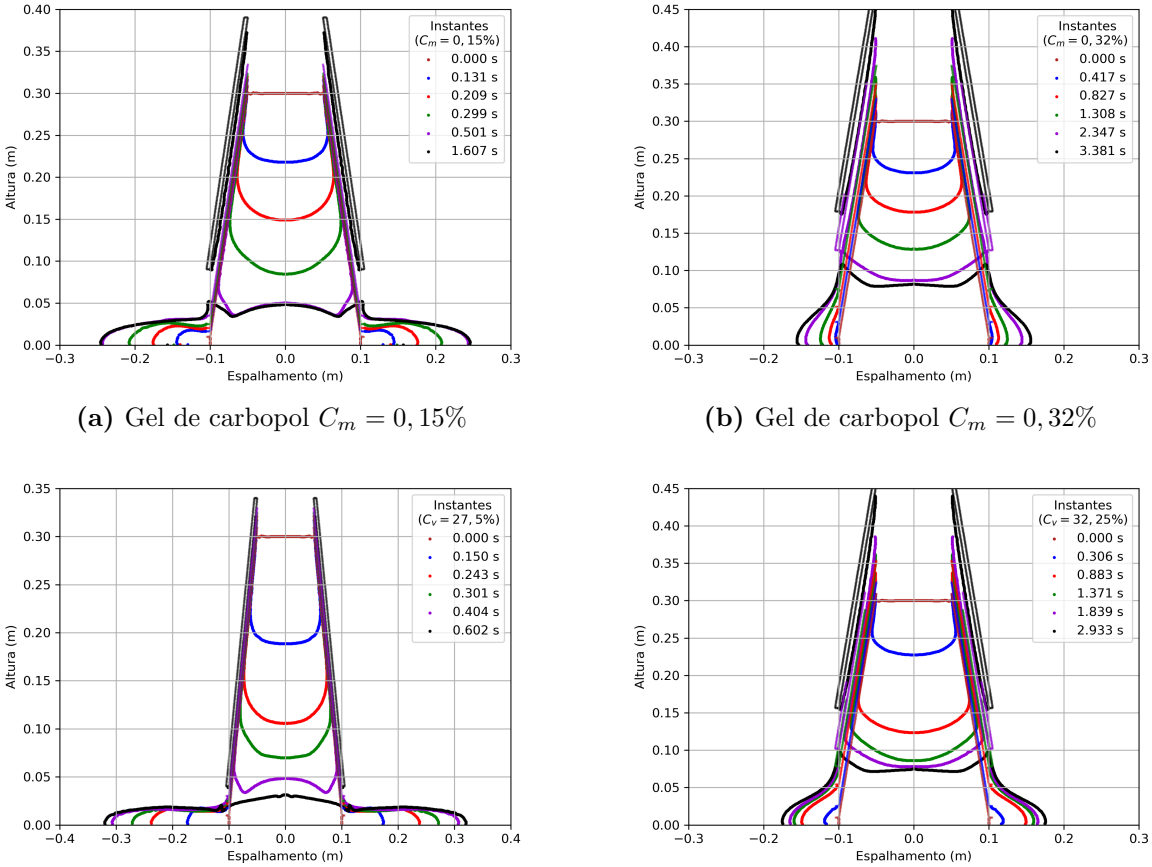
(a) Géis de carbopol. **(b)** Lamas cauliníticas.

Fonte: Próprio autor.

4.4.2.2 *Caso gradual*

Considerando o caso gradual do *slump test*, as Figuras 4.18a e 4.18b mostram contornos representativos em duas concentrações de gel de carbopol ($C_m = 0,15\%$ e $C_m = 0,32\%$, respectivamente) e as Figuras 4.18c e 4.18d mostram contornos representativos em duas concentrações de lama caulinítica ($C_v = 27,5\%$ e $C_v = 32,25\%$). Os contornos para demais simulações em caso gradual estão presentes no Anexo B.

Figura 4.18 – Desenvolvimento das interfaces entre fluido-teste e ar ao longo do tempo para o caso gradual.



(a) Gel de carbopol $C_m = 0,15\%$

(b) Gel de carbopol $C_m = 0,32\%$

(c) Lama caulinítica $C_v = 27,5\%$

(d) Lama caulinítica $C_v = 32,25\%$

Fonte: Próprio autor.

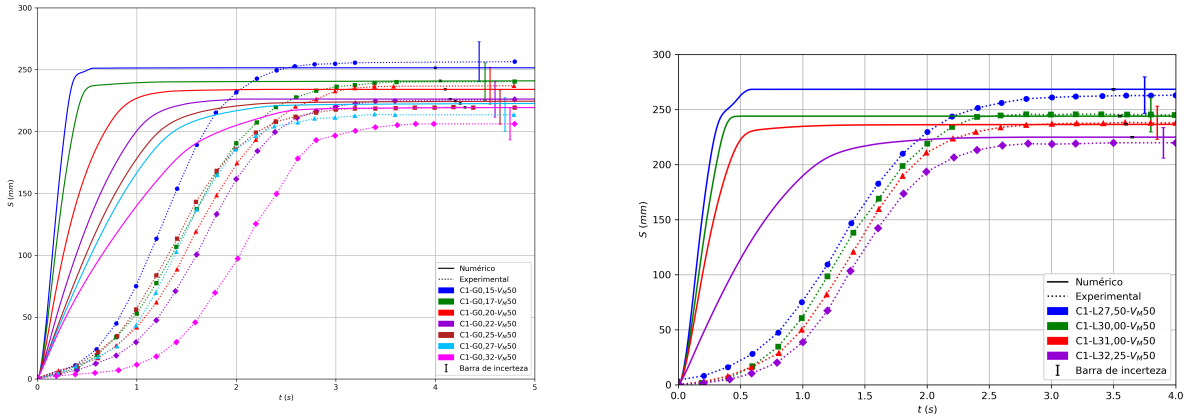
Nas Figuras 4.19a e 4.19b são mostradas as curvas de abatimento ao longo do tempo ($S \times t$) para simulações numéricas e experimentos do caso gradual ($V_M \approx 50$ mm/s) do *slump test* utilizando reologias dos géis de carbopol e das lamas cauliníticas, respectivamente.

Os resultados numéricos (linhas contínuas) mostram um tempo de parada do abatimento variado, entre $0,6$ s e $3,0$ s para géis de carbopol e $0,6$ s e $2,0$ s para lamas cauliníticas. Assim, diferentemente dos casos instantâneos, o tempo de parada varia consideravelmente entre simulações com concentrações diferentes de fluido-teste. Os abatimentos finais variam em uma faixa de 219 a 252 mm, inferior àquela apresentada pelo caso instantâneo.

As Figuras 4.20a e 4.20b mostram as velocidades de descida do material ao longo do tempo para as diferentes concentrações de gel de carbopol e lama caulinítica, respectivamente. Apesar das simulações do caso gradual serem capazes de reduzir as velocidades de descida em comparação com o caso instantâneo, estas ainda são bastante

elevadas em relação aos experimentos. De fato, a comparação com os experimentos mostra que as simulações não reproduzem adequadamente a fase transiente do ensaio. Enquanto os picos de velocidade de descida para os experimentos ocorrem entre $1,25$ e $2,00$ s, as simulações com caso gradual fornecem velocidades máximas para tempos abaixo de $0,30$ s, evidenciando a dificuldade de captura dos instantes inicial do escoamento. Apesar disso, as simulações com o caso gradual foram capazes de prolongar a fase transiente do ensaio, reduzindo a velocidade de descida do material o suficiente para fornecer abatimentos finais mais adequados do que aqueles produzidos pelo caso instantâneo.

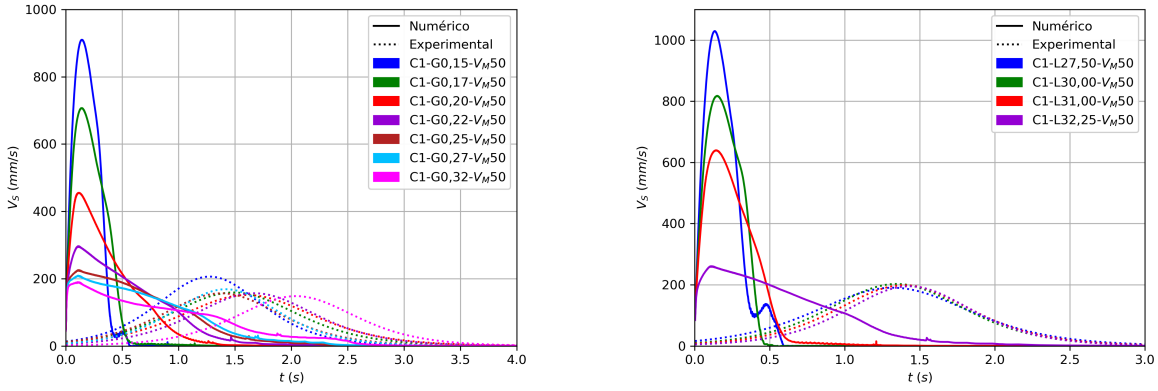
Figura 4.19 – Confrontação numérico-experimental de curvas de abatimento ao longo do tempo para o caso gradual, com velocidade de subida do molde de $V_M = 50$ mm/s (Conjunto 1).



(a) Géis de carbopol. **(b)** Lamas cauliníticas.

Fonte: Próprio autor.

Figura 4.20 – Confrontação numérico-experimental de velocidades de descida do material V_S ao longo do tempo t para o caso gradual, com velocidade de subida do molde de $V_M = 50$ mm/s (Conjunto 1).

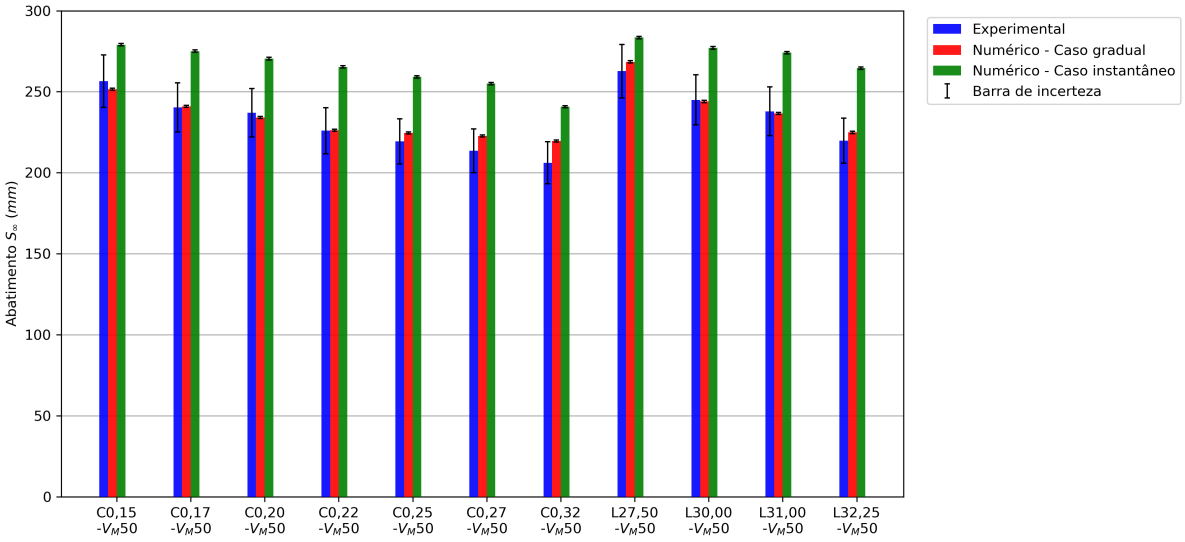


(a) Géis de carbopol. **(b)** Lamas cauliníticas.

Fonte: Próprio autor.

Na Figura 4.21 mostra-se a comparação de abatimento final entre resultados experimentais e numéricos com as respectivas incertezas. Tomando-se os abatimentos finais experimentais como referência, observa-se que o caso instantâneo superestima o abatimento final em todos os ensaios, enquanto o caso gradual fornece boa aproximação com o experimento, com erro máximo de $6,3\%$. A comparação dos abatimentos finais entre os casos instantâneo e gradual, balizada pela medida experimental, indica que, de fato, o efeito de inércia é significativo no estado final da amostra.

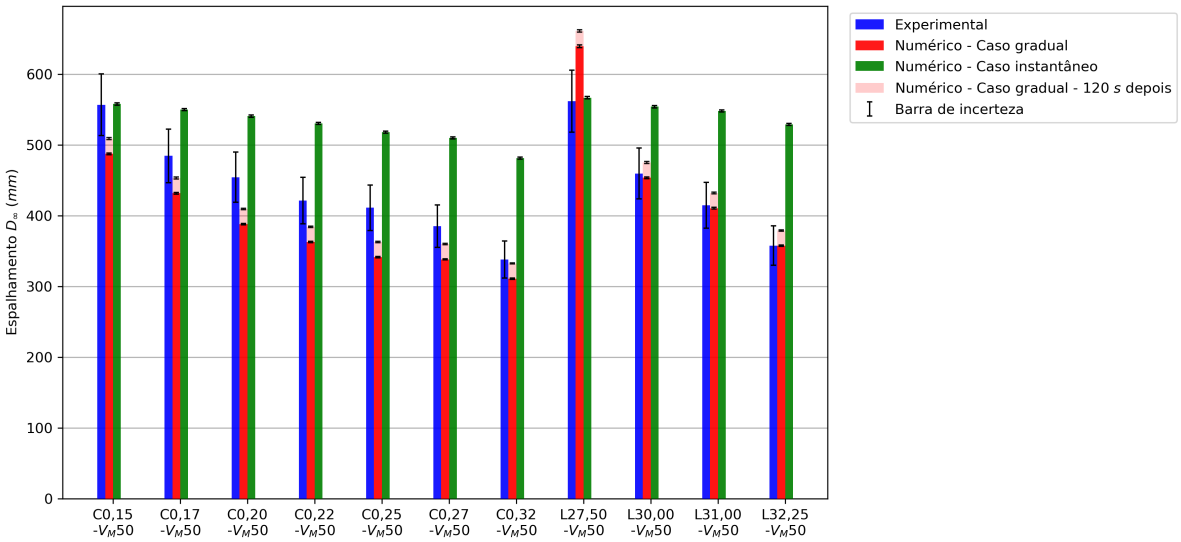
Figura 4.21 – Comparação do abatimento final S_∞ para todos os fluidos-teste do Conjunto 1 entre dados experimentais, resultados numéricos para o caso instantâneo e para o caso gradual.



Fonte: Próprio autor.

Na Figura 4.22 mostra-se a comparação de espalhamento final entre resultados experimentais e numéricos com as respectivas incertezas. Em relação às medidas experimentais, o caso instantâneo em geral superestima os espalhamentos finais, assim como observado para os abatimentos finais, com exceção dos ensaios com baixa concentração de fluido-teste (C1-G0,15-V_M50 e C1-L27,50-V_M50). Embora forneça resultados mais próximos dos experimentos do que o caso instantâneo, a tendência do caso gradual é de subestimar o espalhamento final. Isso se deve à escala de tempo na medida do espalhamento final: enquanto as medidas experimentais são feitas em uma escala de minutos, as medidas numéricas são referentes a menos de 10 segundos de escoamento. Ao se considerar a velocidade residual definida nos testes de sensibilidade (item 4.4.1.3) de $0,19\ mm/s$ para um tempo de observação de 120 segundos, as medidas numéricas de espalhamento seriam consideravelmente mais próximas das medidas experimentais.

Figura 4.22 – Comparação do espalhamento final D_∞ para todos os fluidos-teste do Conjunto 1 entre dados experimentais, resultados numéricos para o caso instantâneo e para o caso gradual.



Fonte: Próprio autor.

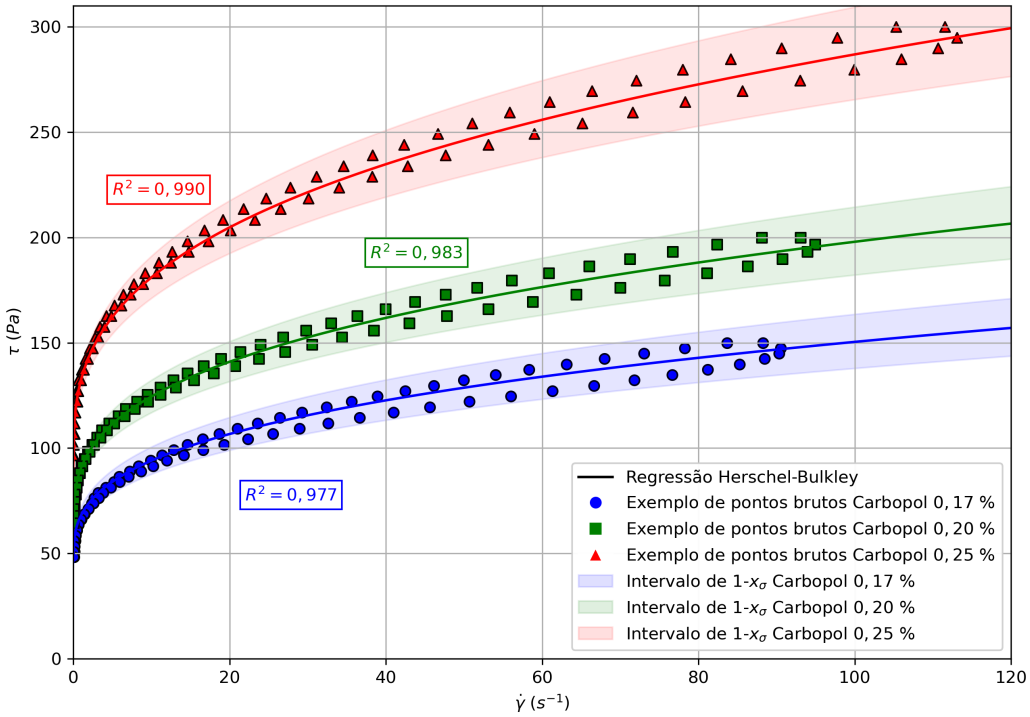
4.4.3 *Resultados experimentais dos ensaios do Conjunto 2*

As curvas de fluxo obtidas por reometria clássica dos géis de carbopol nas concentrações de $0,17\%$, $0,20\%$ e $0,25\%$ são mostradas na Figura 4.23. Para cada concentração de fluido-teste, são dados: o ajuste Herschel-Bulkley (Tabela 5) pelas linhas contínuas e um conjunto de dados reométricos característico pelos pontos dispersos. Observa-se que o modelo Herschel-Bulkley fornece ajuste reológico adequado, de acordo com os elevados coeficientes de determinação obtidos ($R^2 > 0,97$). A região sombreada mostra o desvio-padrão dos dez ensaios reométricos realizados, com desvios máximos de 8%. Os parâmetros reológicos do modelo Herschel-Bulkley para cada concentração de gel de carbopol, assim como os desvios-padrão de cada parâmetro, são mostrados na Tabela 5. Os parâmetros obtidos nesta seção foram utilizados como dados de entrada no modelo numérico para a simulação dos ensaios.

Os ajustes da velocidade de levantamento para os ensaios C2-G0,17; C2-G0,20 e C2-G0,25 são mostrados nas Figuras 4.24a, 4.24b e 4.24c. Os pontos dispersos se referem à posição do anteparo em um determinado tempo e as linhas contínuas aos ajustes lineares dos pontos dispersos para cada velocidade de levantamento. O sinal negativo para a distância significa a aproximação do anteparo ao sensor à laser. Apenas os pontos com o molde em movimento foram mantidos, excluindo-se pontos obtidos com o molde em repouso. As diferentes posições dos conjuntos de pontos no tempo são decorrentes do início da captura de dados, sendo indiferente para a análise das velocidades de levantamento do molde.

Observam-se bons ajustes lineares ao deslocamento do molde ($R^2 > 0,984$), que

Figura 4.23 – Ajuste Herschel-Bulkley (linhas contínuas) para géis de carbopol em concentrações mássicas de $0,17\%$, $0,20\%$ e $0,25\%$. Exemplo de conjunto de dados brutos obtidos por reometria clássica são representados por pontos. O intervalo de confiança de 1 desvio-padrão (x_σ) para cada concentração é representado pelas regiões sombreadas.



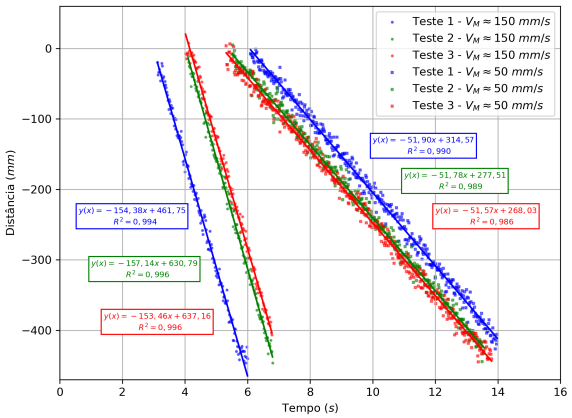
Fonte: Próprio autor.

demonstra a adequabilidade da obtenção da velocidade de levantamento através do coeficiente da reta ajustada. Os resultados mostram a repetibilidade e a uniformidade do levantamento do molde por parte do aparato experimental, sem a presença de oscilações de velocidade durante a subida. Pequenos desvios das velocidades esperadas (50 mm/s e 150 mm/s) foram detectados, porém as velocidades calibradas foram consideradas adequadas, visto que o propósito do trabalho é explorar uma velocidade de levantamento normatizada (da ordem de 50 mm/s) e outra mais elevada do que a normatizada (da ordem de 150 mm/s).

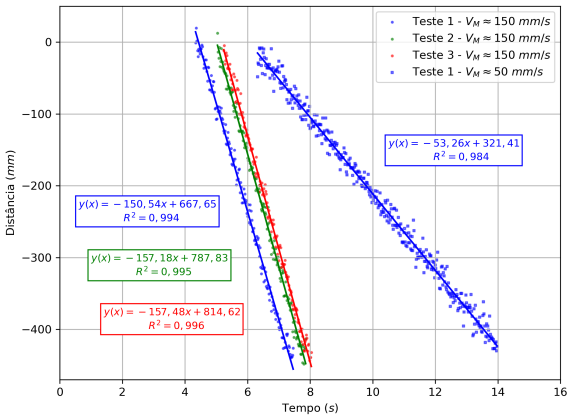
4.4.4 *Confrontação numérico-experimental dos ensaios do Conjunto 2*

Os resultados referentes ao Conjunto 2 são separados por concentração de gel de carbopol, com curvas de abatimento ao longo do tempo das concentrações de $0,17\%$, $0,20\%$ e $0,25\%$ apresentadas nas Figuras 4.25a, 4.25b e 4.25c, respectivamente. Os

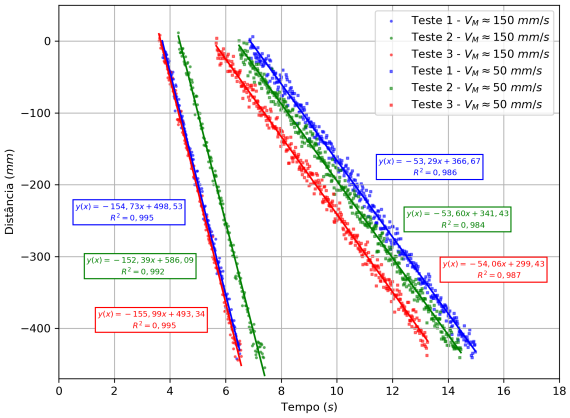
Figura 4.24 – Calibração das velocidades de levantamento do molde. Apenas os pontos referentes ao deslocamento foram inclusos, desprezando-se os pontos com molde em repouso. As equações da reta e coeficientes de determinação são relacionados aos ajustes (linha contínua) de acordo com a cor correspondente.



(a) Fluido C2-G0,17



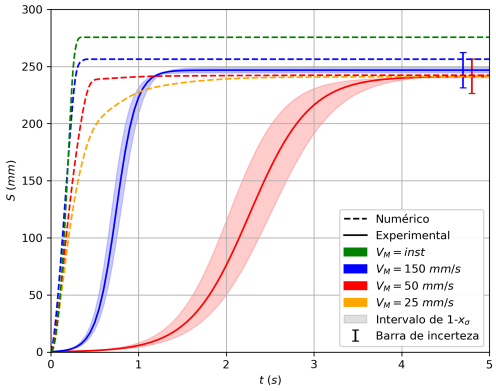
(b) Fluido C2-G0,20



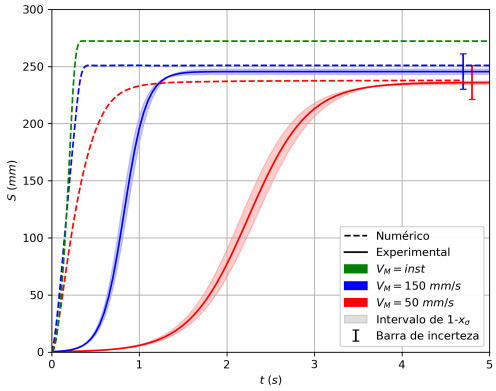
(c) Fluido C2-G0,25

Fonte: Próprio autor.

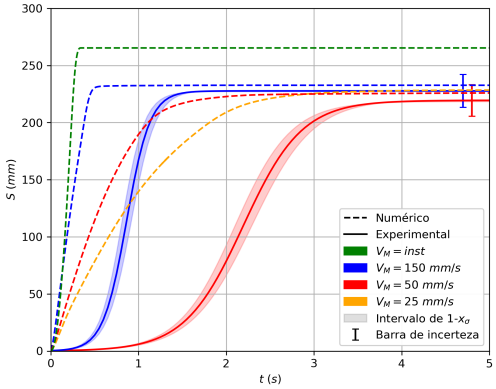
Figura 4.25 – Curvas de abatimento ao longo do tempo para géis de carbopol. Linhas contínuas representam resultados experimentais, linhas tracejadas representam resultados numéricos e regiões sombreadas se referem ao intervalo de confiança de 1 desvio-padrão (x_σ). As barras de incerteza numérica foram omitidas por questões de visualização. Curvas em laranja tracejadas se referem à $V_M = 25\ mm/s$, ensaio puramente numérico.



(a) Gel de carbopol $C_m = 0,17\%$



(b) Gel de carbopol $C_m = 0,20\%$



(c) Gel de carbopol $C_m = 0,25\%$

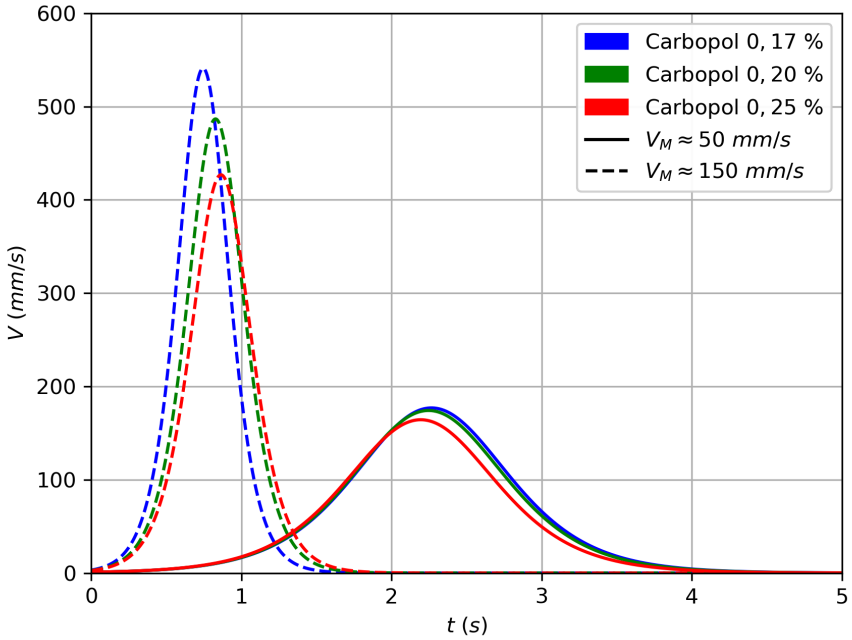
Fonte: Próprio autor.

resultados numéricos são mostrados em linhas tracejadas, com o caso gradual em diferentes velocidades de levantamento do molde e o caso instantâneo. Os resultados experimentais são representados em linha contínua para velocidades de levantamento do molde de $V_M = 50\ mm/s$ e $V_M = 150\ mm/s$, apresentando a região de desvio-padrão dos ensaios e a incerteza experimental sobre o abatimento final.

Do ponto de vista experimental, percebe-se que a velocidade de levantamento do molde influencia significativamente a fase transiente do ensaio. Enquanto resultados experimentais com $V_M \approx 50\ mm/s$ apresentam tempos de parada da ordem de $4\ s$, resultados com $V_M \approx 150\ mm/s$ mostram tempos de parada da ordem de $1,5\ s$, conforme

mostrado na Figura 4.26. Percebe-se que o levantamento do molde é a condicionante para a fase transiente experimental, com curvas de velocidade de descida bastante similares entre diferentes concentrações. Observa-se que os ensaios não-normatizados $V_M \approx 150\ mm/s$ apresentam altas velocidades de descida do material em relação aos ensaios normatizados, as quais podem introduzir efeitos de inércia que influenciariam nas medidas finais de abatimento. Embora os abatimentos finais experimentais tenham sido alterados para diferentes V_M, indicando a influência do efeito de inércia, a incerteza de medida do aparato experimental não permite confirmar a diferença do abatimento no estado final da amostra.

Figura 4.26 – Curvas de velocidade de descida do material V_D ao longo do tempo para os ensaios do Conjunto 2. Linhas contínuas representam velocidades de levantamento do molde normatizadas ($V_M = 50\ mm$) e linhas tracejadas representam velocidades de levantamento do molde não-normatizadas ($V_M = 150\ mm$).



Fonte: Próprio autor.

Do ponto de vista numérico, percebe-se que os resultados numéricos apresentam certa coerência entre si: quanto menor for V_M para dada concentração de fluido-teste ou quanto mais consistente for o fluido-teste para dada V_M, maior é o tempo de parada e menor é o abatimento final. Essa tendência indica a influência do efeito de inércia no abatimento final, com fases transientes mais prolongadas fornecendo abatimentos finais mais reduzidos. Enquanto as incertezas experimentais não permitem afirmar que os abatimentos finais para as velocidades de levantamento do molde de $V_M \approx 50\ mm/s$ e de $V_M \approx 150\ mm/s$ sejam diferentes, as simulações numéricas mostraram diferenças no abatimento final de $5,8\%$, $5,5\%$ e $3,1\%$ para as ensaios C2-G0,17, C2-G0,20 e C2-G0,25, respectivamente. Entretanto, para os ensaios C2-G0,17 e C2-G0,25 com velocidades de levantamento do

molde mais reduzidas ($V_M = 50\ mm/s$ e $V_M = 25\ mm/s$), não obteve-se diferença fora da margem de incerteza numérica, conforme Figuras 4.25a e 4.25c. Desta forma, percebe-se que a redução de V_M resulta em um valor assintótico de abatimento final, indicando que existe um limite de influência dos efeitos de inércia na amostra final. Ou seja, para valores menores do que uma determinada velocidade de subida do molde, o abatimento final resultante será o mesmo. Portanto, conforme observado no item 4.4.2.2, a materialização do molde no caso gradual é capaz de eliminar os efeitos de inércia desde que V_M seja baixa o suficiente.

Ao se comparar os resultados numéricos com experimentais, nota-se que a fase transiente não apresenta bons resultados quando comparada com os resultados experimentais, assim como já observado no item 4.4.2.2. Embora tenha sido observada uma coerência relativa ao tempo de parada e abatimento final nos resultados numéricos, percebe-se que o código numérico sob metodologia deste trabalho não é capaz de reproduzir a condicionante introduzida por V_M na fase transiente experimental (Figura 4.26) devido à dificuldade em capturar os instantes iniciais do desenvolvimento do escoamento, nos quais este se comporta quase integralmente como um sólido.

4.5 CONCLUSÃO

Este capítulo trata da confrontação numérico-experimental do ensaio do *slump test* automatizado, considerado tipicamente como um escoamento *dam-break*, com intuito de avaliar a influência do efeito de inércia no ensaio. Duas abordagens metodológicas foram exploradas, quais sejam, a numérica e a experimental, visando obter resultados independentes uma da outra. A abordagem experimental descreve o fluido-teste, a caracterização reológica e o procedimento experimental para uso do aparato automatizado de *slump test*; a abordagem numérica descreve brevemente o código numérico ANSYS *Fluent* 14.5, as técnicas numéricas utilizadas e o procedimento de determinação de incertezas numéricas. Com base em dois conjuntos de dados experimentais, obtidos pelo trabalho de Pereira (2018) e pela abordagem experimental deste trabalho, os ensaios foram simulados considerando-se os casos instantâneo (sem implementação numérica do molde) e gradual (com implementação numérica do molde).

Os resultados numéricos dos testes de sensibilidade mostraram que o método de acoplamento pressão-velocidade Coupled converge para os resultados do método PISO e se mostra significativamente mais eficiente. As incertezas numéricas obtidas ($\bar{e}_t = 0,28\%$) são dependentes principalmente do critério de convergência em resíduos. No caso destas simulações, a incerteza decorrente da resolução de malha (Δx), da discretização temporal (CFL) e do parâmetro regularizador ($\dot{\gamma}_c$) são quase desprezíveis. O parâmetro regularizador $\dot{\gamma}_c$ mostrou-se mais relevante na avaliação das velocidades de espalhamento do que na avaliação do abatimento, com resultados satisfatórios para $\dot{\gamma}_c = 0,01\ s^{-1}$.

Os resultados experimentais deste trabalho mostraram que a fase transiente do ensaio do *slump test* automatizado está condicionada à velocidade de levantamento do molde e sofre pouca influência da reologia do fluido-teste. Embora os valores médios do abatimento final e as velocidades de descida do material indiquem que haja efeitos de inércia significativos, as incertezas experimentais não permitem confirmar a influência do efeito de inércia na amostra final.

A confrontação numérico-experimental de ambos os conjuntos de fluidos-teste mostrou que a simulação do caso instantâneo superestima consideravelmente o abatimento (de 8 a 20%) e o espalhamento (até 47%) em relação aos resultados experimentais, tanto no tempo quanto na amostra final, devido ao efeito de inércia. Logo, não se mostra uma modelagem adequada para simulação do *slump test* nos casos estudados. A simulação do caso gradual com as técnicas numéricas usadas neste trabalho demonstrou não ser adequada para a captura da fase transiente do ensaio em comparação com os resultados experimentais, sobretudo nos instantes iniciais do escoamento. O caso gradual forneceu resultados satisfatórios para o abatimento e espalhamento finais da amostra do *slump test* em comparação com resultados experimentais. Isso indica que o caso gradual, mesmo não modelando adequadamente a fase transiente, foi capaz de atenuar os efeitos de inércia no escoamento, desde que a velocidade de levantamento do molde seja baixa o suficiente.

Por fim, a investigação numérico-experimental mostrou que a modelagem numérica do *slump test* deve necessariamente implementar o levantamento do molde em velocidades normatizadas para atenuar adequadamente a influência dos efeitos de inércia no abatimento final, que é a medida-alvo do ensaio do *slump test*, e no espalhamento final.

5 ESCOAMENTO DE FLUIDOS VISCOPLÁSTICOS MODELADO COMO RUPTURA DE BARRAGEM EM CANAL RETANGULAR E HORIZONTAL

5.1 INTRODUÇÃO

Um dos casos acadêmicos de escoamentos similares aos de ruptura de barragem (*dam-break*) mais clássicos e explorado é o escoamento resultante do levantamento de uma comporta que aprisiona um volume fluido a montante de canal retangular. Em considerando fluidos não-Newtonianos viscoplásticos como material escoante, o caso tem sido estudado através de trabalhos matemáticos, numéricos e experimentais (MINUSSI; MACIEL, 2012; NSOM *et al.*, 2000; MATSON; HOGG, 2007; ANCEY *et al.*, 2008). Duas grandes motivações para o estudo do *dam-break* em fluidos não-Newtonianos podem ser citadas: o caso pode ser útil como ferramenta de avaliação de características reológicas, como o consistômetro de Bostwick (BALMFORTH *et al.*, 2007; PERONA, 2005) e a "caixa L" (CREMONESI *et al.*, 2010); e ser capaz de modelar movimentos gravitacionais de materiais viscoplásticos, como corridas de lama, de detritos, avalanchas e lavas (ANCEY; COCHARD, 2009; COUSSOT, 2017), sob condições controladas.

O caso do *dam-break* em geometria bidimensional considerando fluidos viscoplásticos apresenta estudos que são capazes de fornecer soluções analíticas para o campo de velocidade do escoamento (LIU; MEI, 1989; HUANG; GARCIA, 1998; MATSON; HOGG, 2007; ANCEY *et al.*, 2008), alcances, etc. Entretanto, tais soluções tornam-se inadequadas ao se avaliar escoamentos com efeitos de inércia significativos, tendo em vista as hipóteses simplificadoras do problema, como de aproximações de camada-limite e de escoamentos lentos. As aproximações de camada-limite falham se as velocidades verticais não são desprezíveis e a hipótese de escoamento lento impossibilita a modelagem de frentes com números de Reynolds superior à unidade. Além disso, as modelagens matemáticas não incluem a fronteira móvel (comporta) como condição de contorno, a qual se mostra importante no estudo dos efeitos de inércia.

Na impossibilidade de obtenção de soluções analíticas, ensaios experimentais têm sido explorados pela literatura para obtenção de leis empíricas de evolução e investigar o comportamento experimental do escoamento. Debiane (2000) realizou ensaios experimentais de escoamentos decorrentes do levantamento de uma comporta em canal retangular em

diversas condições de reologia de fluidos e determinaram a existência de, no mínimo, dois regimes de escoamento: o primeiro sendo predominantemente inercial e o segundo sendo predominantemente viscoso; a partir de um número de Reynolds limite, existiria ainda um terceiro regime, também predominantemente viscoso. Na mesma linha, Minussi e Maciel (2012) realizaram confrontação numérico-experimental do mesmo caso, cujos ensaios experimentais foram extensamente utilizados como ensaios *benchmark* para validação de códigos numéricos (SNELLING *et al.*, 2020; LI; ZHAO, 2018; MORIKAWA *et al.*, 2019; LAKZIAN *et al.*, 2019). Em ambos os estudos experimentais, os efeitos de inércia devido à velocidade de levantamento da comporta não foram considerados.

Nessa perspectiva, este capítulo visa determinar se as velocidades de levantamento da comporta influenciam significativamente no escoamento de fluido viscoplástico em canal retangular. O estudo explora duas frentes de trabalho: a frente numérica por meio de simulações com ANSYS *Fluent* 14.5 e a frente experimental através de ensaios em um canalete com velocidade de abertura da comporta controlada. Os dados de interesse para confrontação numérico-experimental são a evolução do alcance da frente ao longo do tempo e a variação do nível do escoamento em pontos fixos e pré-determinados. Na vertente experimental, 2 (duas) concentrações de fluido-teste gel de carbopol são exploradas em ensaios com 3 (três) diferentes velocidades de levantamento da comporta; na vertente numérica, um protocolo de testes de sensibilidade numérica é executado para definir as incertezas numéricas, de maneira similar ao mostrado no Capítulo 4. Por fim, confrontações numérico-experimentais são realizadas com os dados deste trabalho e com dados de trabalhos externos para fins de validação.

5.2 OBJETIVO

O objetivo deste capítulo é verificar se a velocidade de levantamento da comporta influencia significativamente no alcance da frente e no nível do escoamento, em pontos fixos do canal, ao longo do tempo.

5.3 METODOLOGIA

O ensaio de levantamento de comporta em canal retangular horizontal consiste em um volume de fluido-teste represado a montante de uma comporta e, após esta ser levantada com uma velocidade controlada, o fluido-teste escoa ao longo do canal retangular formando uma frente de onda. Visando estudar a frente do escoamento, duas características são aferidas: o alcance (x_f) da frente ao longo do tempo (t) ($x_f(t) \times t$) e a lâmina do escoamento (h) em dois pontos no eixo central do canal ao longo do tempo ($h(t) \times t$). Esta seção apresenta os métodos experimentais para a execução do ensaio na Subseção 5.3.1 e os métodos numéricos para simulação do ensaio na Subseção 5.3.2.

5.3.1 Vertente experimental

Esta subseção descreve os fluidos-teste utilizados, a caracterização reológica dos fluidos-teste, o aparato experimental e seus componentes e os ensaios realizados em diferentes combinações de fluidos-teste e velocidade de levantamento da comporta

5.3.1.1 *Fluidos-teste e caracterização reológica*

O fluido-teste usado neste trabalho é o gel de carbopol 996, cuja adequabilidade e protocolo de preparo são definidos no Capítulo 4, item 4.3.1.1. Nos ensaios deste capítulo, utilizou-se água do sistema de abastecimento do município no preparo da solução do gel de carbopol. Duas concentrações mássicas foram exploradas neste trabalho, quais sejam, $0,15\%$ e $0,17\%$, com massas específicas bastante próximas da água em condições normais de temperatura e pressão, sendo consideradas como 1000 kg/m^3. A caracterização reológica dos géis de carbopol foi feita por meio de reometria clássica com um reômetro da marca Brookfield R/S, capaz de aplicar de forma precisa tensões de cisalhamento e aferir taxas de deformação, ou vice-versa, utilizando o sistema de medição de cilindros coaxiais com cilindro CC-45 de superfície lisa. O protocolo de medição consistiu em três faixas de imposição de tensões de cisalhamento e aferição de taxas de deformação. Na primeira faixa, as tensões de cisalhamento impostas foram crescentes durante 60 segundos até atingir a tensão máxima definida ($\tau = 60$ Pa). Na segunda faixa, manteve-se a tensão de cisalhamento constante em $\tau = 60$ Pa durante 20 segundos, visando verificar a existência de efeitos tixotrópicos. Na terceira faixa, as tensões de cisalhamento foram impostas durante 60 segundos de forma decrescente até atingir tensão de cisalhamento nula. A taxa de aquisição de pontos foi de 1 ponto por segundo. Para cada concentração, 5 ensaios reométricos foram realizados para cada concentração e o modelo reológico de Herschel-Bulkley foi ajustado a todos os pontos do reograma. Devido a limitações do reômetro com o método de medição de cilindros co-axiais em baixas taxas de deformação, os dados reométricos foram filtrados de acordo com as taxas de deformação, em uma faixa de 5 a 70 s^{-1} ($5 \leq \dot{\gamma} \leq 70$ s^{-1}).

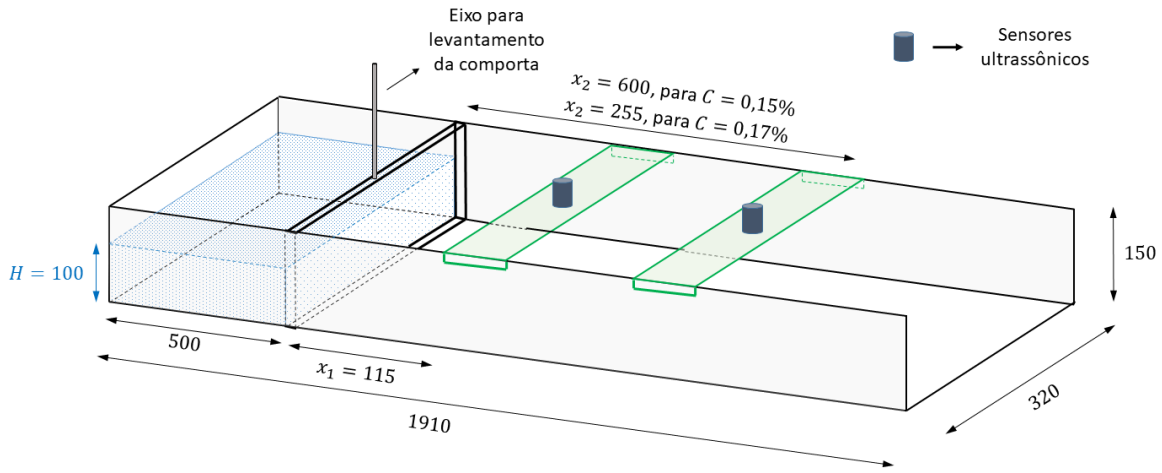
5.3.1.2 *Descrição do aparato experimental e do sistema de levantamento da comporta*

O aparato experimental compreende um canalete construído com placas de material acrílico transparente de 10 mm de espessura. O canalete é retangular, de dimensões de $1910 \times 320 \times 150$ mm (comprimento, largura, altura). Na lateral do canalete fixou-se uma grade centimetrada para fixar a escala de comprimento na visualização do escoamento. Implementou-se uma comporta a uma distância de 500 mm da entrada do canalete formando uma barragem, região esta que consiste no reservatório do fluido-teste. Para o

levantamento da comporta, um pistão pneumático é acoplado ao canalete por meio de uma estrutura metálica. Um esquema do canalete é mostrado na Figura 5.1.

A aferição da velocidade de levantamento é feita por dois sensores físicos acoplados no mesmo lado da estrutura metálica e alocados a uma distância pré-definida entre eles de 10 cm. O posicionamento dos sensores é feito de tal maneira que os botões de acionamento permaneçam no eixo vertical da trajetória da subida da comporta, conforme Figura 5.2, permitindo que a lateral da comporta pressione os botões ao ser levantada. Os sensores são conectados a uma placa de aquisição e os dados são tratados pelo software *LabView*. Uma rotina implementada no *LabView* permite a aferição da velocidade de subida da comporta por meio da captura dos tempos de acionamento dos sensores. O intervalo de tempo entre os acionamentos, conjuntamente com a distância pré-definida entre os sensores, fornece a velocidade de levantamento da comporta.

Figura 5.1 – Esquema do canalete experimental utilizado, dimensões e posicionamento dos sensores ultrassônicos. Medidas em milímetros.



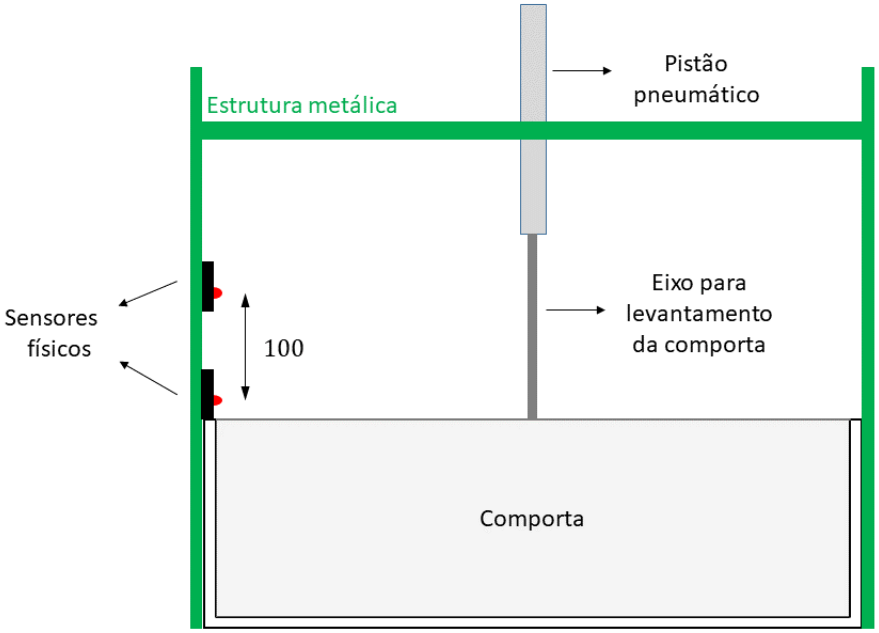
Fonte: Próprio autor.

5.3.1.3 *Captura e processamento de dados: sensores ultrassônicos e câmeras*

No ensaio experimental de *dam-break* ao longo de um canal, dois aspectos do escoamento são explorados: a distância horizontal (alcance) da frente ao longo do tempo e a altura do escoamento ao longo do tempo em dois pontos pré-definidos, ambos a jusante do obstáculo. O alcance foi obtido através da avaliação dos contornos laterais da frente, enquanto a altura do escoamento ao longo do tempo foi obtida via sensores ultrassônicos (pulso-eco).

- Obtenção do contorno lateral e determinação do alcance da frente

Figura 5.2 – Esquema do posicionamento dos sensores físicos para medição de velocidade de levantamento. Medidas em milímetros.



Fonte: Próprio autor.

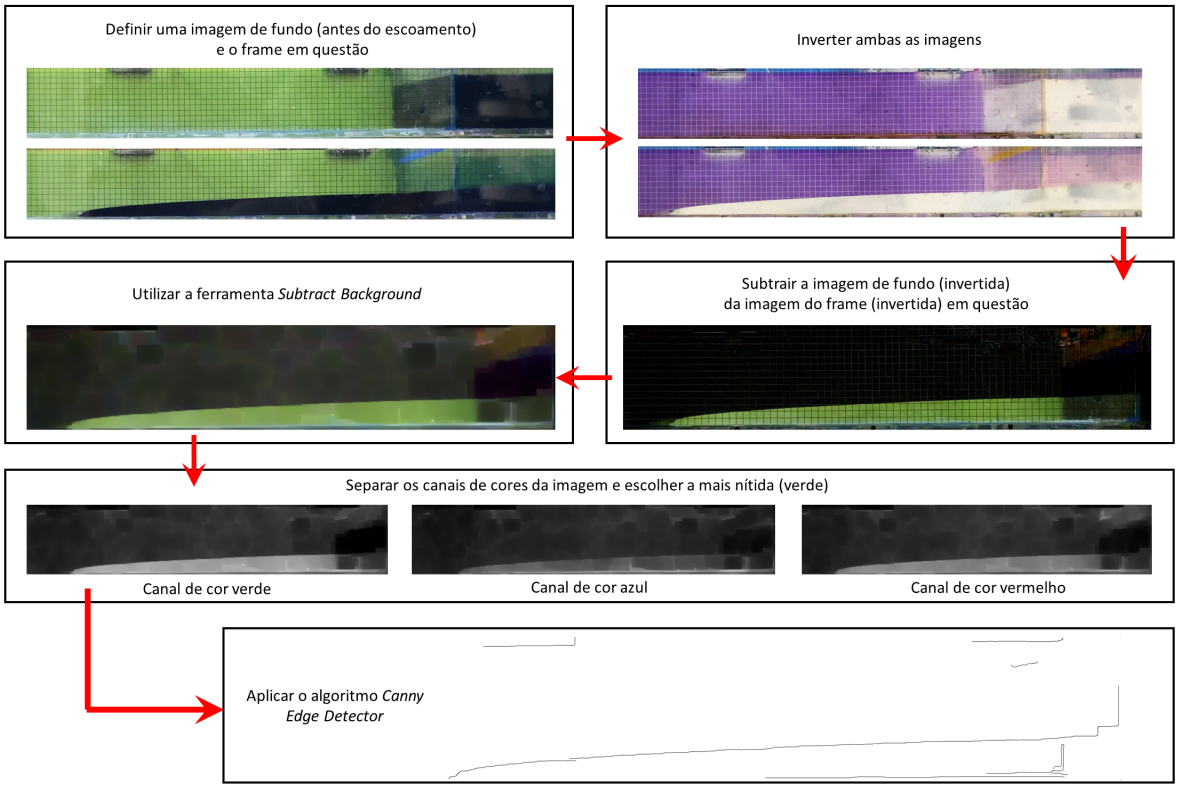
O contorno da frente foi avaliado em vista lateral e ao longo do tempo, obtido através de filmagens utilizando uma câmera de celular com resolução de 2160p (4K) e com taxa de captura de imagens de 60 *frames* por segundo. O celular, em posição horizontal, foi acoplado a um tripé e posicionado de forma que as grades ilustrativas da imagem captada estivessem paralelas ao fundo do canal. Tomaram-se cuidados para que não houvessem desvios significativos no eixo vertical do celular e para que o enquadramento da imagem englobasse o escoamento durante um tempo suficientemente longo.

As filmagens foram, então, divididas em *frames* e as imagens foram tratadas para obtenção do contorno por meio do *software* ImageJ, que contém várias ferramentas para tratamentos de imagem. Visando reduzir o viés humano na definição do contorno, um procedimento de tratamento de imagem foi definido e é descrito a seguir. O procedimento é também descrito por meio do fluxograma representado na Figura 5.3.

1. No ambiente do ImageJ, abrir a imagem de fundo (*background*) e a imagem do *frame* em questão;
2. Inverter a imagem de fundo e a imagem do *frame* em questão;
3. Subtrair a imagem de fundo da imagem do *frame*;

4. Executar a operação "*Subtract Background*"[1];
5. Separar os canais de cores na imagem resultante e escolher o canal verde;
6. Cortar a imagem em um retângulo que envolva todo escoamento na imagem;
7. Definir o contorno pelo algoritmo *Canny Edge Detector* (DING; GOSHTASBY, 2001).

Figura 5.3 – Procedimento de tratamento de imagens para um único *frame*.



Fonte: Próprio autor.

Devido à quantidade de imagens obtidas para cada filmagem, um macro foi desenvolvido dentro do ambiente do ImageJ, criando um laço cuja condição de parada é ter realizado o procedimento descrito em todos os *frames* da pasta definida.

Com os contornos obtidos de forma automatizada para todos os *frames*, um *script* na linguagem Python foi desenvolvido para capturar a posição do *pixel* mais avançado (a jusante do obstáculo) em cada contorno. Dessa forma, o alcance máximo da frente (x_f) naquele instante pode ser relacionado com o tempo (t), obtido via análise do número do *frame* e da taxa de captura de imagens da filmagem, gerando uma curva $x_f(t) \times t$.

[1] (esta operação utiliza o algoritmo "*rolling-ball*", descrito pela documentação do ImageJ e (STERNBERG, 1983).)

5.3.1.4 *Determinação da altura de escoamento ao longo do tempo*

Para que a altura do escoamento fosse monitorada de forma não-intrusiva, contínua e pontualmente ao longo do tempo, utilizou-se a técnica de ultrassom com transdutor ultrassônico do modelo RPS-401A operando com a metodologia "pulso-eco". O transdutor emite uma frente de onda ultrassônica (pulso) de velocidade constante e conhecida, a qual é rebatida pela superfície-alvo e recebida (eco). O transdutor mede o intervalo de tempo e, em conjunto com a velocidade conhecida, é capaz de aferir a distância até a superfície-alvo. O método usado pelo transdutor apresenta limitações na medida de superfícies com inclinação maior que 8 graus em relação ao plano horizontal. Os dados de saída são o tempo (frequência de aquisição de dados) e tensão, necessitando de uma função de calibração para transformar tensão em distância.

Os transdutores foram acoplados a suportes acrílicos e posicionados sobre o canal. O transdutor 1 foi alocado em uma posição x_1 mais próxima do obstáculo e o transdutor 2 em uma posição x_2 mais distante do obstáculo, ambos a jusante. Devido aos diferentes alcances dos ensaios com diferentes concentrações de fluido-teste, as posições (x_1,x_2) foram definidas como: para a concentração de $0,15\%$, tem-se (115,600) mm e para a concentração de $0,17\%$, tem-se (115,255) mm. Assim, os transdutores ultrassônicos forneceram curvas do desenvolvimento da altura do escoamento nos pontos definidos ao longo do tempo ($h(t) \times t$).

5.3.2 Vertente numérica

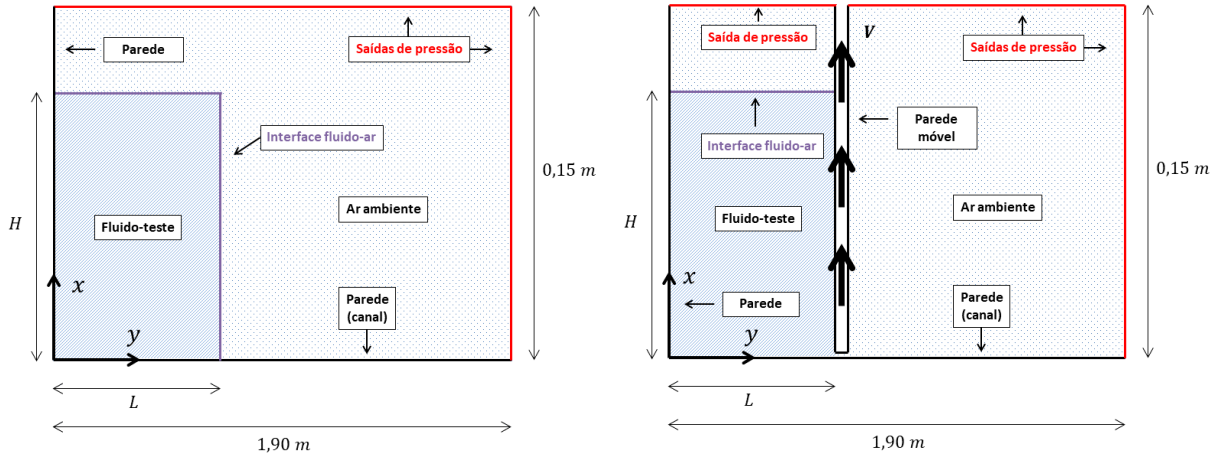
Esta subseção apresenta a vertente numérica, definindo os testes de sensibilidade mais relevantes, condições de contorno e os ensaios experimentais simulados, que correspondem aos ensaios deste trabalho e de trabalhos externos. Assim como feito no Capítulo 4, dois casos são analisados: o "caso instantâneo" (sem materialização numérica do levantamento da comporta) e o "caso gradual" (com materialização numérica do levantamento da comporta).

As simulações do escoamento resultante do levantamento de comporta em canal retangular foram feitas seguindo a mesma metodologia apresentada no Capítulo 4 (item 4.3.2.1), utilizando o modelo multifásico *Coupled Level-Set/VoF* (*CLSVoF*), o modelo bi-viscoso para regularização da viscosidade aparente e a técnica *Layering* para malhagem dinâmica. A única diferença quanto à modelagem numérica é que neste trabalho utiliza-se sistema de coordenadas em geometria planar, ao contrário do Capítulo 4 que utiliza geometria axissimétrica.

5.3.2.1 *Geometria, condições de contorno, condições iniciais e esquemas numéricos específicos*

Nas Figuras 5.4a e 5.4b mostram-se a geometria, as condições de contorno e as condições iniciais para os casos instantâneo e gradual, respectivamente. As mesmas condições de contorno podem ser estendidas ao caso tridimensional com largura de 320 mm. As medidas H e L são definidas de acordo com o caso simulado.

Figura 5.4 – Geometria e condições de contorno.



(a) Caso instantâneo **(b)** Caso gradual

Fonte: Próprio autor.

5.3.2.2 *Testes numéricos de sensibilidade e incertezas numéricas*

O protocolo de testes de sensibilidade mostrados no Capítulo 4, item 4.3.2.4 indica a necessidade de avaliação da resolução de malha, da discretização temporal, do parâmetro taxa de deformação crítica e do critério de convergência. Neste trabalho, verificaram-se a influência das malhas bidimensional (2D) e tridimensional (3D), da discretização temporal e da taxa de deformação crítica por meio do *Grid Convergence Index* (GCI) para resolução espacial e procedimento similar para os outros parâmetros. O critério de convergência mostrou-se um parâmetro de difícil padronização para os testes de sensibilidade. Para a mesma simulação, ora os resíduos normalizados caíam para valores na ordem de 10^{-5}, ora para valores na ordem de 10^{-2}, diferentemente dos casos estudados no Capítulo 4 que sempre alcançavam os resíduos definidos como critério de convergência. Para garantir a melhor convergência possível, iterações suficientes foram feitas em todos os passos de tempo para que os resíduos normalizados decaíssem de 3 a 4 ordens de magnitude e atingissem convergência oscilatória, conforme exemplificado na Figura 3.4.

Para cada teste de sensibilidade relativo a um parâmetro numérico, todos os outros parâmetros são fixados. Na Tabela 7, cada linha mostra um teste de sensibilidade, os parâmetros fixos e o parâmetro que será variado para cada simulação, cujos valores estão

ordenados em uma lista. Por motivos de custo computacional, as avaliações da sensibilidade temporal (CFL) e do parâmetro regularizador ($\dot{\gamma}$) foram feitas em simulação bidimensional. O caso estudado foi o escoamento *dam-break* em canal retangular modelado como caso instantâneo com os parâmetros reológicos $\tau_c = 30,002$ Pa, $K_n = 4,297$ Pa.s^n e $n = 0,479$ com $\rho = 1000$ kg/m^3, a ser apresentado como Fluido 1 na Tabela 8, e altura inicial de fluido represado de $H = 0,1$ m.

Tabela 7 – Testes de sensibilidade avaliados com os respectivos valores de parâmetros numéricos e método de acoplamento.

Testes de sensibilidade	Δx (mm)	CFL $(-)$	$\dot{\gamma}_c$ (s^{-1})
Discretização espacial (2D)	$\begin{bmatrix}3,33\\5,00\\7,50\end{bmatrix}$	$0,25$	$0,01$
Discretização espacial (3D)	$\begin{bmatrix}3,75\\5,00\\6,66\end{bmatrix}$	$0,25$	$0,01$
Discretização temporal	$5,00$ (2D)	$\begin{bmatrix}0,125\\0,250\\0,500\end{bmatrix}$	$0,01$
Parâmetro regularizador	$5,00$ (2D)	$0,25$	$\begin{bmatrix}0,005\\0,01\\0,05\\0,1\end{bmatrix}$

Fonte: Próprio autor.

5.3.2.3 *Ensaios simulados*

Dois conjuntos de dados experimentais foram utilizados para a confrontação numérico-experimental e uma terceira prospecção, realizada numericamente, complementa a análise realizada neste capítulo.

O Conjunto 1 se refere aos dados experimentais obtidos pelo trabalho de Minussi (2007), que utilizou gel de carbopol 940 para fluidos-teste em diferentes concentrações[2]. Neste trabalho, utilizaram-se quatro fluidos-teste (Tabela 8) em ensaios com a altura inicial de $H = 10$ cm modelados como casos instantâneos (sem a materialização da comporta). As massas específicas ρ foram consideradas próximas às da água em condições normais de temperatura e pressão, sendo aproximadas para $\rho = 1000$ kg/m^3.

O Conjunto 2 engloba os ensaios experimentais realizados neste trabalho, definidos no item 5.3.1.1, consistindo em ensaios com diferentes concentrações de fluido-teste e velocidades de levantamento da comporta. Utilizaram-se duas concentrações de gel de carbopol ($0,15\%$ e $0,17\%$) em ensaios com a altura inicial de $H = 10$ cm modelados como

[2] Fluidos-teste 2 e 4 foram caracterizados em temperaturas distintas.

Tabela 8 – Características dos fluidos-teste do Conjunto 1.

Fluido-teste	C_m **(%)**	τ_c (Pa)	K_n $(Pa.s^n)$	n $(-)$
Fluido 1	$0,116$	30,002 ± 2,457	4,297 ± 0,717	0,479 ± 0,033
Fluido 2	$0,139$	49,179 ± 2,985	7,837 ± 0,860	0,442 ± 0,030
Fluido 3	$0,112$	31,366 ± 2,030	4,550 ± 0,425	0,470 ± 0,030
Fluido 4	$0,139$	39,170 ± 2,519	7,263 ± 1,024	0,446 ± 0,031

Fonte: (MINUSSI; MACIEL, 2012)

casos instantâneos e graduais (com a materialização da comporta). Para cada concentração trabalhada, executaram-se ensaios com três velocidades de levantamento da comporta, definidas como $V_{\min}$, V_{int} e $V_{\max}$, sendo as velocidades mínima, intermediária e máxima, respectivamente. As características dos fluidos-teste e as velocidades de levantamento são mostradas na Tabela 9. As massas específicas ρ foram consideradas próximas às da água em condições normais de temperatura e pressão, sendo aproximadas para $\rho = 1000$ kg/m^3.

Tabela 9 – Características dos fluidos-teste do Conjunto 2 e velocidades de levantamento da comporta testadas.

C_m **(%)**	τ_c (Pa)	K_n $(Pa.s^n)$	n $(-)$	V_{min} (m/s)	V_{int} (m/s)	V_{max} (m/s)
0,15	6,08 ± 0,47	4,51 ± 0,31	0,394 ± 0,011	0,12	0,34	0,8
0,17	13,36 ± 1,14	10,44 ± 0,84	0,354 ± 0,008	0,18	0,37	0,74

Fonte: Próprio autor.

Uma terceira prospecção é realizada numericamente através de uma análise cruzada de três parâmetros que influenciam nos efeitos de inércia: 1) a reologia do fluido; 2) a relação entre altura e comprimento iniciais do fluido represado (razão de aspecto H/L); e 3) a velocidade de levantamento da comporta. As simulações numéricas são feitas em domínio bidimensional e considerando-se a mesma modelagem numérica dada pelo item 5.3.2, e condições de contorno e esquemas numéricos dados pela Subseção 5.3.2.1. A resolução de malha ($\Delta x = 5,00$ mm), a discretização espacial ($CFL = 0,25$) e o parâmetro regularizador ($\dot{\gamma}_c = 0,01$ s^{-1}) são confirmados pelos resultados dos testes de sensibilidade na Subseção 5.4.1. A reologia do fluido simulado tem $K_n = 5,00$ Pa.s$^{\text{n}}$ e $n = 0,333$ fixados, com variação em τ_c entre 15 e 120 Pa ($\tau_c = [15, 25, 30, 45, 60, 75, 90, 120]$ Pa). Para cada reologia de fluido, 5 (cinco) razões de aspecto foram utilizadas, variando entre $0,2$ e $3,0$ ($H/L = [0,2; 0,5; 1,0; 1,5; 3,0]$), mantendo-se o mesmo volume inicial de fluido represado. Fixadas a reologia do fluido e a razão de aspecto do volume inicial, 4 (quatro) condições de levantamento da comporta foram impostas: caso instantâneo e três velocidades de levantamento gradual, cujas velocidades são definidas pelo tempo necessário para a comporta deslocar por toda altura inicial do fluido (t_L) ($t_L = [1, 5, 10]$ s). A análise de dados consiste na obtenção do alcance final x_f das simulações no instante

em que a velocidade da frente não ultrapassar 3 mm/s e em compará-lo com o número adimensional similar ao clássico número de Bingham generalizado (ANCEY; COCHARD, 2009; BALMFORTH *et al.*, 2006), acrescido da razão de aspecto, dado pela Equação 5–1.

$$Bn = \frac{\tau_c}{\rho g H} \frac{1}{\frac{H}{L}} \tag{5–1}$$

5.4 RESULTADOS E DISCUSSÃO

A presente seção está organizada em 4 subseções: a Subseção 5.4.1 mostra os testes numéricos de sensibilidade e a margem de incerteza numérica; a Subseção 5.4.2 apresenta a confrontação numérico-experimental dos ensaios pertencentes ao Conjunto 1 (Tabela 8); a Subseção 5.4.3 apresenta os resultados experimentais dos ensaios do Conjunto 2 (Tabela 9) e a confrontação numérico-experimental; finalmente, a Subseção 5.4.4 mostra a análise cruzada de parâmetros influenciadores do efeito de inércia (reologia do fluido, razão de aspecto e velocidade de levantamento da comporta) para o caso *dam-break* em canal retangular e horizontal.

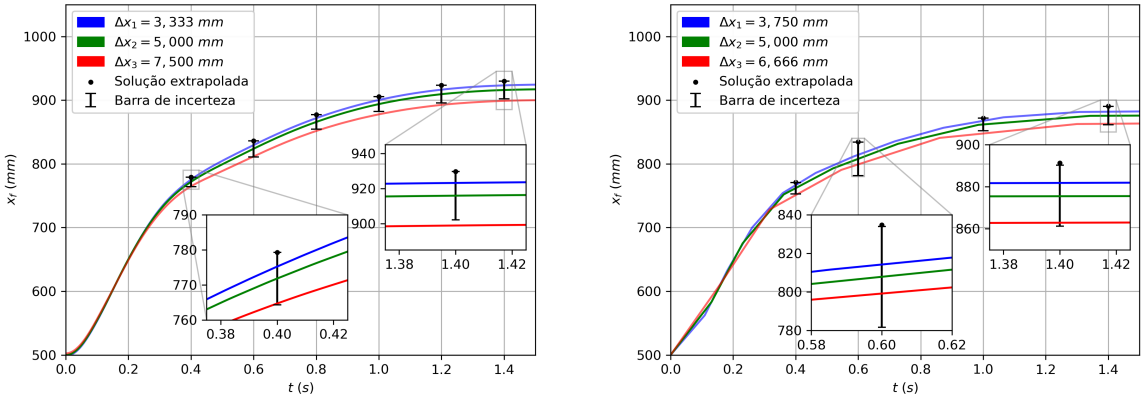
5.4.1 Testes numéricos de sensibilidade e incertezas numéricas

Os testes de sensibilidade referentes à resolução de malha bidimensional e a resolução de malha tridimensional são mostrados nas Figuras 5.5a e 5.5b, respectivamente. Percebe-se que o refinamento de malha a uma razão constante demonstra a tendência de convergência, sendo o método do *GCI* adequado para obtenção de um resultado extrapolado. O caso tridimensional apresenta incertezas maiores do que o caso bidimensional: as incertezas numéricas em torno da malha Δx_2 variam de $1,12\%$ a $3,23\%$ para o caso tridimensional; para o caso bidimensional, de $0,96\%$ a $1,51\%$. Os resultados mostram que a resolução espacial, portanto, influencia significativamente na evolução do alcance máximo ao longo do tempo.

O teste de sensibilidade para discretização temporal em caso bidimensional em função da condição *CFL* é mostrado na Figura 5.6. As evoluções do alcance máximo ao longo do tempo mostram que o refinamento do passo de tempo resulta em uma tendência que converge para uma solução assintótica, sendo possível aplicar procedimento similar ao do método *GCI*. As incertezas numéricas relacionadas ao critério $CFL = 0,25$, usado nas simulações deste trabalho, variaram entre $0,1\%$ e $0,6\%$.

A sensibilidade do parâmetro regularizador taxa de deformação crítica $\dot{\gamma}_c$ no caso bidimensional é avaliada nas Figuras 5.7a e 5.7b. A Figura 5.7a mostra a evolução do alcance x_f ao longo do tempo t e a Figura 5.7b mostra as velocidades da frente V_f ao longo do tempo. Estima-se, pelo método similar ao do *GCI*, que a incerteza relacionada a $\dot{\gamma}_{c3} = 0,01$ s^{-1} é de 0,00342% na fase transiente, o que indica a pouca influência

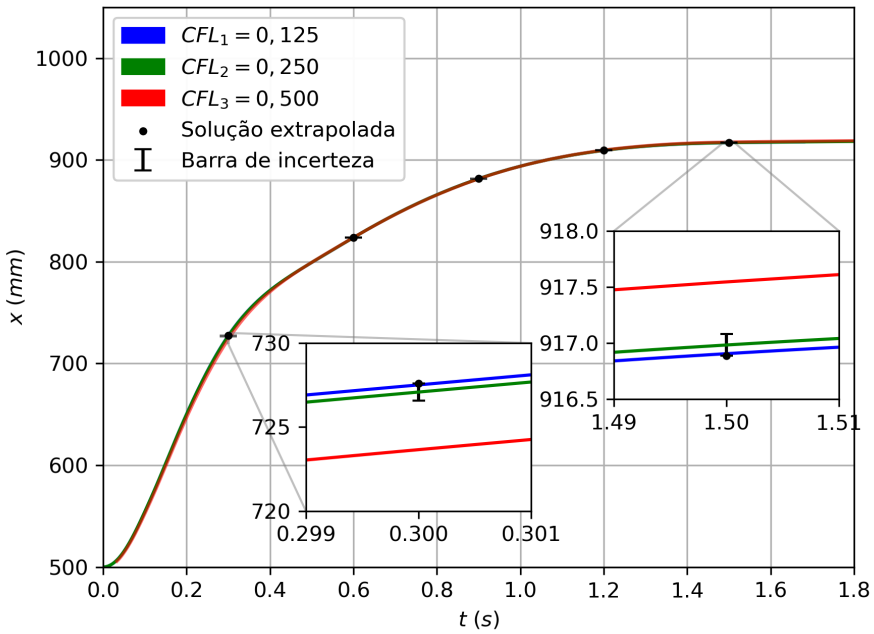
Figura 5.5 – Alcance da frente x_f ao longo do tempo t para três resoluções de malha Δx. Os pontos dispersos se referem à solução extrapolada para dados instantes do escoamento.



(a) Caso bidimensional **(b)** Caso tridimensional

Fonte: Próprio autor.

Figura 5.6 – Alcance máximo da frente x_f ao longo do tempo t para três discretizações temporais ($CFL_1 = 0,125$, $CFL_2 = 0,250$ e $CFL_3 = 0,500$). Os pontos dispersos se referem à solução extrapolada para dados instantes do escoamento.

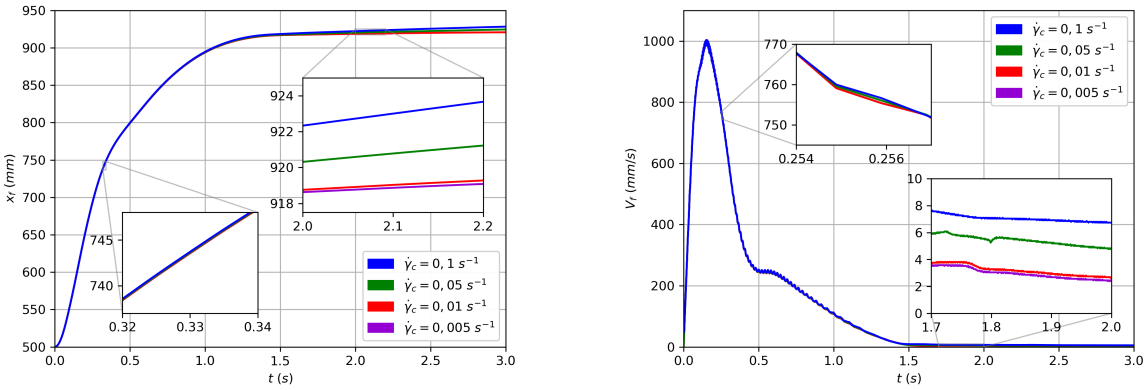


Fonte: Próprio autor.

do parâmetro regularizador na fase transiente do escoamento. Observa-se, porém, que taxas de deformação críticas mais altas resultam em velocidades residuais mais elevadas, conforme detalhado na Figura 5.7b, com $V_f \approx 8$ mm/s para $\dot{\gamma}_{c_1} = 0,01\ \text{s}^{-1}$, por exemplo.

Considera-se o valor de $\dot{\gamma}_c = 0,01\ \text{s}^{-1}$ adequado para as próximas simulações, tendo em vista a influência reduzida na fase transiente e velocidades residuais desprezíveis frente à escala temporal e espacial dos ensaios.

Figura 5.7 – Evolução da frente do escoamento ao longo do tempo t para quatro taxas de deformação críticas ($\dot{\gamma}_{c_1} = 0,1\ \text{s}^{-1}$, $\dot{\gamma}_{c_2} = 0,05\ \text{s}^{-1}$, $\dot{\gamma}_{c_3} = 0,01\ \text{s}^{-1}$ e $\dot{\gamma}_{c_4} = 0,005\ \text{s}^{-1}$).

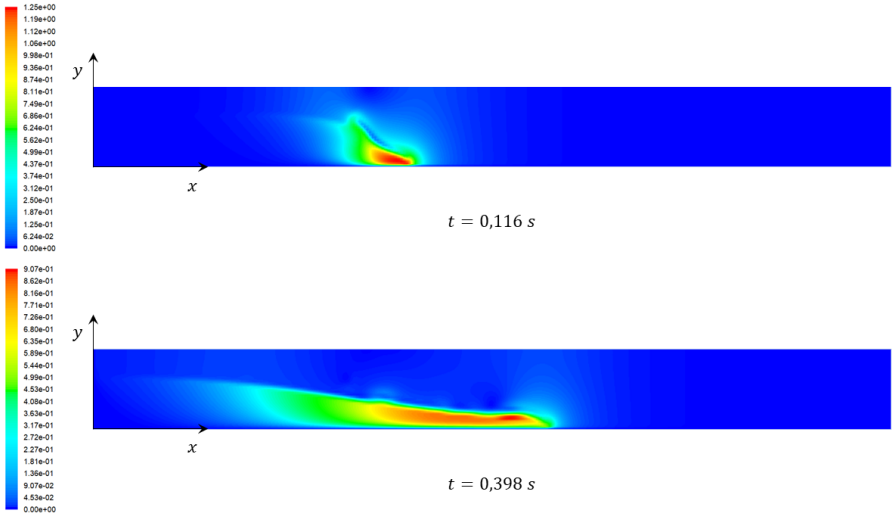


(a) Alcance da frente x_f **(b)** Velocidade da frente V_f

Fonte: Próprio autor.

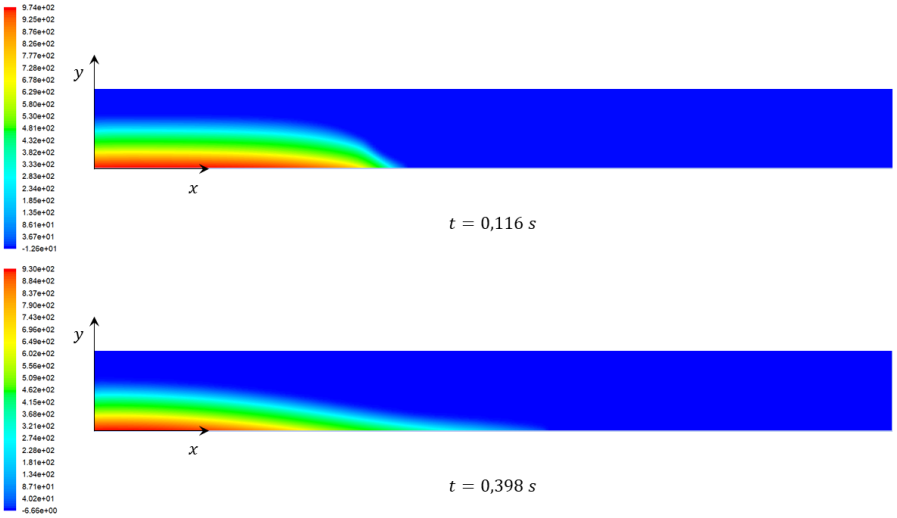
As Figuras 5.8 e 5.9 mostram contornos representativos do campo de velocidade e do campo de pressão, respectivamente, em diferentes passos de tempo.

Figura 5.8 – Campos de velocidade para gel de carbopol em concentração de $C_m = 0,15\%$ descrito na Tabela 9 nos instantes de tempo de $t = 0,116\ s$ e de $t = 0,398\ s$.



Fonte: Próprio autor.

Figura 5.9 – Campos de pressão para gel de carbopol em concentração de $C_m = 0,15\%$ descrito na Tabela 9 nos instantes de tempo de $t = 0,116$ s e de $t = 0,398$ s.



Fonte: Próprio autor.

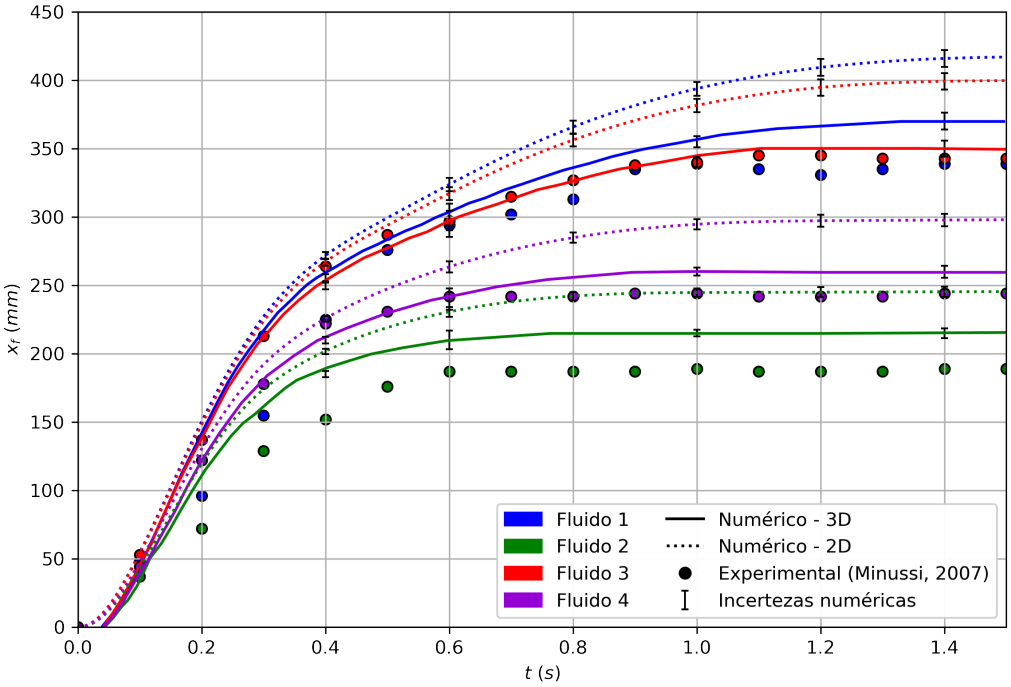
5.4.2 Confrontação numérico-experimental para ensaios do Conjunto 1

Os ensaios explorados nesta seção são referentes aos descritos na Tabela 8. Na Figura 5.10, apresenta-se a evolução do alcance ao longo do tempo ($x_f \times t$) para os resultados experimentais obtidos por Minussi (2007) e numéricos para caso bidimensional (2D) e para tridimensional (3D), sendo ambas simulações feitas para o caso instantâneo (sem materialização da comporta). Percebe-se que os resultados numéricos bidimensionais superestimam o alcance máximo dos resultados tridimensionais, devido às paredes laterais terem sidas incluídas na simulação. Ao se analisar os resultados experimentais, percebe-se melhor concordância com os resultados tridimensionais. Isso indica que a hipótese intrínseca do plano infinito das simulações bidimensionais não é adequada nas condições dessas simulações, tais como a largura do canal e a reologia dos fluidos.

Observa-se que nos instantes iniciais, como $0 \leq t \leq 0,1$ s, que as simulações numéricas apresentam resultados próximos e que, para $t \geq 0,1$ s, a evolução do alcance máximo passa a apresentar maior diferença entre os ensaios. Isso pode indicar a existência de um regime inercial, conforme descrito por Nsom (2000), Debiane (2000) (efeito Ritter (DRESSLER, 1954)) no qual a inércia do escoamento predomina sobre os efeitos viscosos do fluido, dados pela reologia. Conforme o escoamento se desenvolve, os efeitos viscosos passam a se tornar mais relevantes e a se equipararem com os efeitos inerciais. As diferentes curvas $x_f \times t$ indicam que a reologia, passados os instantes iniciais, é o fator que controla a evolução do alcance da frente ao longo do tempo.

Enquanto os ensaios com Fluidos 3 e 4 apresentaram boa concordância numérico-experimental, tanto no regime transiente quanto na fase próxima da parada do escoamento, os ensaios com Fluidos 1 e 2 apresentaram diferenças, sobretudo na fase transiente. A diferença apresentada pode indicar efeito do levantamento da comporta no escoamento, já que nesses ensaios os dados experimentais apresentam alcances mais reduzidos do que os dados numéricos.

Figura 5.10 – Evolução do alcance e alcance máximo da frente x_f em função do tempo t. Resultados experimentais são representados por pontos dispersos, resultados numéricos em caso bidimensional por linhas pontilhadas e em caso tridimensional por linhas contínuas. Cores dos pontos e linhas estão relacionadas aos fluidos testados (Tabela 8).



Fonte: Próprio autor.

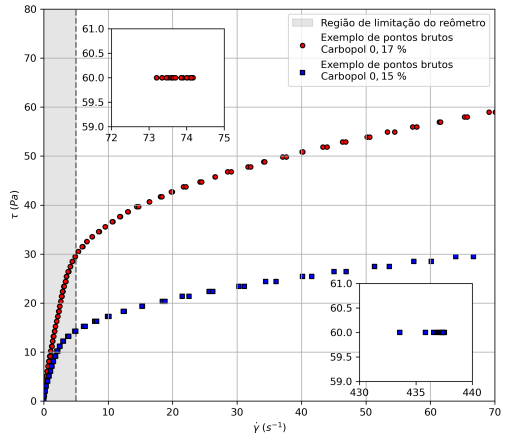
5.4.3 Resultados experimentais e confrontação numérico-experimental para ensaios do Conjunto 2

Um exemplo de curva de fluxo obtida por reometria clássica dos géis de carbopol nas concentrações de $0,15\%$ e $0,17\%$ são mostradas na Figura 5.11a. Observa-se que o fluido-teste mais concentrado necessita de maior tensão de cisalhamento do que o menos concentrado para fornecer a mesma taxa de deformação. Os pontos localizados na região sombreada em cinza, para $\dot{\gamma} \leq 5\ \mathrm{s}^{-1}$, confirmam a limitação do reômetro quando da medição de baixas taxas de deformação com a técnica de cilindros coaxiais. Nessa

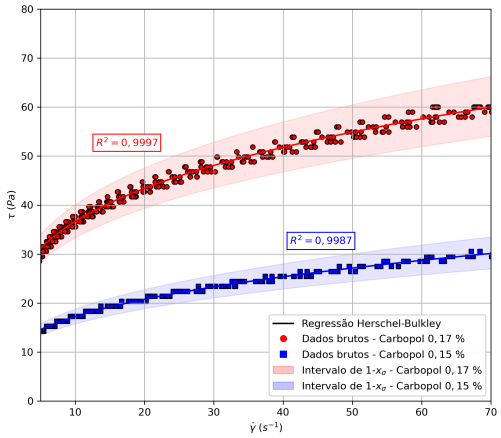
região, percebe-se que o fluido se comporta reologicamente como um fluido newtoniano muito viscoso, vindo a apresentar características viscoplásticas para $\dot{\gamma} > 5\ \mathrm{s}^{-1}$. As janelas com detalhe mostradas na Figura 5.11a indicam que o efeito tixotrópico para ambos os fluidos-teste são desprezíveis, com baixíssima variação na taxa de deformação para a mesma tensão de cisalhamento aplicada, com variação de $1,5\%$ para a concentração de $0,17\%$ e de $0,09\%$ para a concentração de $0,15\%$.

Os pontos brutos filtrados de todos os ensaios reométricos são mostrados na Figura 5.11b. Percebe-se a boa aderência dos pontos ao modelo reológico de Herschel-Bulkley, com coeficientes de determinação de $R^2 = 0,9997$ e de $R^2 = 0,9987$ para as concentrações de $0,17\%$ e $0,15\%$, respectivamente. Os parâmetros do modelo Herschel-Bulkley e os respectivos desvios são mostrados na Tabela 9.

Figura 5.11 – Resultados reométricos dos fluidos-teste em concentrações de $0,15\%$ e $0,17\%$.



(a) Exemplo de curva de fluxo para as concentrações de $0,15\%$ (azul) e $0,17\%$ (vermelho). Pontos dispersos indicam os pontos medidos pelo reômetro. Janelas com detalhe da curva indicam a fase de carregamento constante do protocolo de reometria. Área sombreada indica a região de limitação de medição do reômetro.



(b) Pontos brutos filtrados das curvas de fluxo de todos ensaios reométricos. Pontos dispersos indicam os pontos medidos pelo reômetro. Linhas contínuas se referem ao ajuste dos dados ao modelo reológico de Herschel-Bulkley. Áreas sombreadas indicam intervalo de 1 desvio-padrão dos dados.

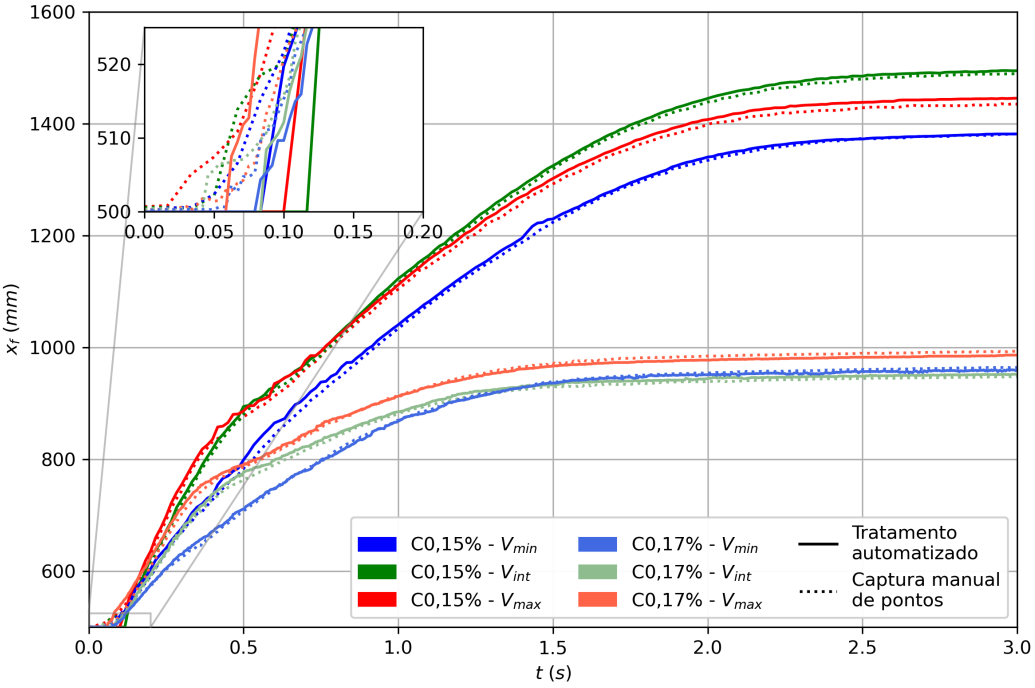
Fonte: Próprio autor.

5.4.3.1 *Tratamento de imagens automatizado*

Os resultados dos procedimentos detalhados no item 5.3.1.3 para tratamento automatizado de imagens são mostrados na Figura 5.12 através da evolução da frente ao longo do tempo ($x_f(t) \times t$). A comparação entre a análise manual de imagens e a análise via tratamento automatizado mostra que o algoritmo de processamento de imagens foi capaz de fornecer resultados satisfatórios para instantes de tempo $t \geq 0,10$ s para todas combinações de concentração e velocidade de subida da comporta. Conforme mostrado no

detalhe da Figura 5.12, nesses instantes, a câmera não foi capaz de capturar adequadamente as frentes, apresentando imagens com baixa resolução, o que afetou a adequabilidade do algoritmo. Alguns ruídos foram detectados nas curvas de evolução das frentes, porém não foram elevados o suficiente para prejudicar a análise dos dados.

Figura 5.12 – Comparação das curvas de evolução do alcance da frente (x_f) ao longo do tempo (t) entre o tratamento de imagens automatizado (linha contínua) e o tratamento manual (linhas pontilhadas). Cada cor representa uma velocidade de subida da comporta. Cores mais intensas se referem aos ensaios com gel de carbopol na concentração de $0,15\%$ e cores mais claras aos ensaios na concentração de $0,17\%$.



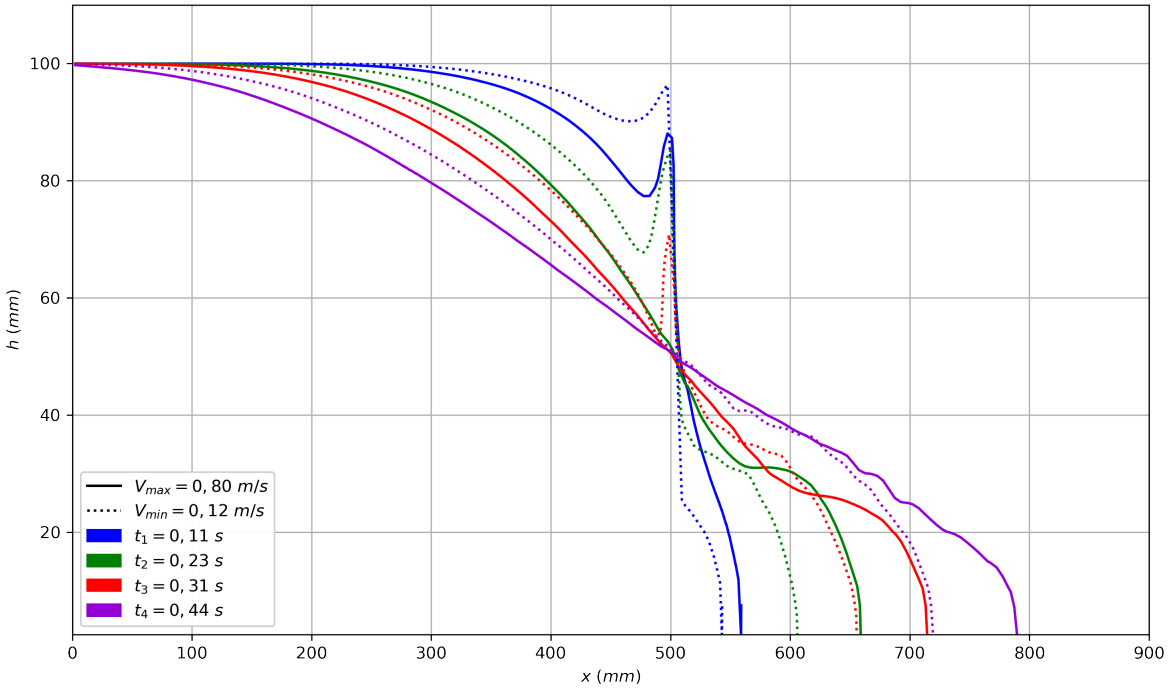
Fonte: Próprio autor.

5.4.3.2 *Confrontação numérico-experimental para ensaios do Conjunto 2*

Os contornos numéricos da superfície livre são mostrados nas Figuras 5.13 e 5.14 para géis de carbopol nas concentrações de $C_m = 0,15\%$ e $C_m = 0,17\%$, respectivamente. Em cada uma das Figuras, são explorados os contornos da superfície livre produzidos pelas velocidades máxima e mínima de subida da comporta em quatro instantes de tempo. Nota-se que as frentes geradas por velocidades de subida da comporta mais elevadas possuem maior alcance.

As evoluções do alcance da frente ao longo do tempo em diferentes velocidades de subida da comporta para as concentrações de $0,15\%$ e $0,17\%$ são mostradas nas Figuras 5.15 e 5.16, respectivamente. De forma geral, percebe-se que as simulações numéricas são

Figura 5.13 – Contornos numéricos de superfície livre para gel de carbopol em concentração de $0,15\%$. Linhas contínuas referem-se às simulações com velocidade máxima de subida da comporta e linhas pontilhadas referem-se às simulações com velocidade mínima de subida da comporta. Cada cor corresponde a um instante de tempo.



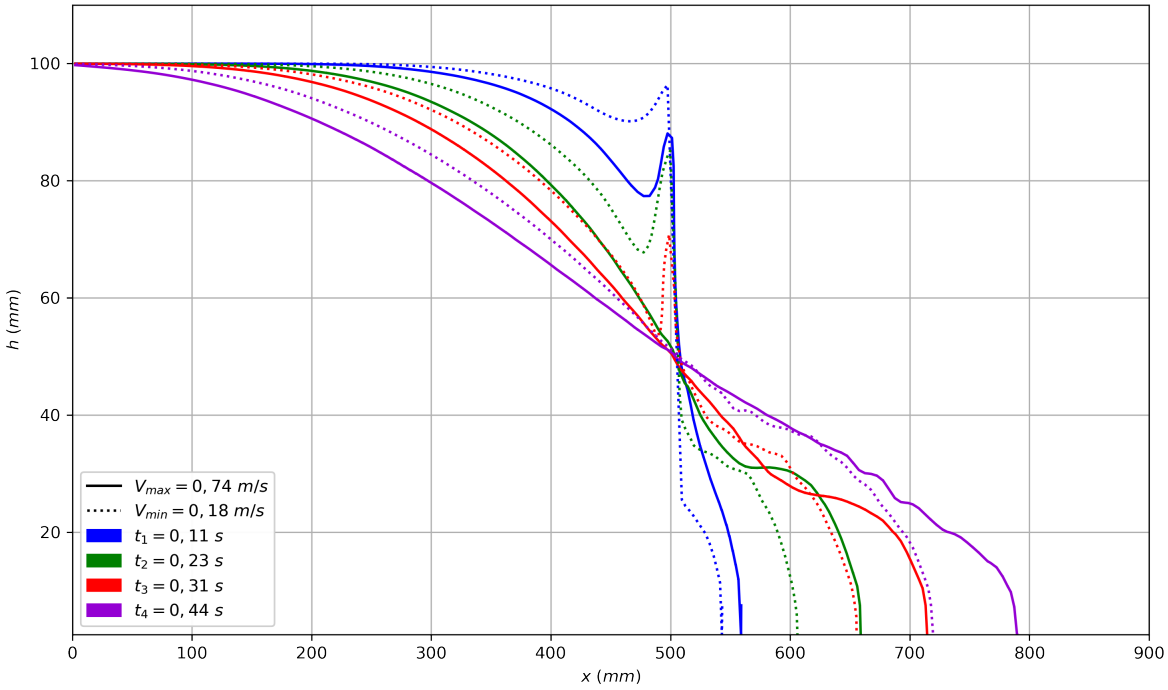
Fonte: Próprio autor.

capazes de seguir a tendência apresentada pela curva de evolução $x_f \times t$ experimental, com resultados de mesma ordem de grandeza.

Os resultados numéricos dos ensaios de ambas as concentrações mostram a presença de um regime inercial para $t \leq 0,1$ s, com evolução do alcance independente da velocidade de levantamento da comporta. Os dados experimentais não são capazes de fornecer informações sobre esse período de tempo, dada a limitação do algoritmo de tratamento de imagens. Ao passo que a frente se desenvolve no tempo, observa-se que velocidades de levantamento mais elevadas fornecem maiores alcances da frente em dado instante de tempo. Nota-se que, conforme as velocidades de levantamento aumentam, mais as curvas $x_f \times t$ se aproximam da simulação do caso instantâneo (linha tracejada em violeta). A associação de velocidades de levantamento mais elevadas com maiores alcances da frente é um indicativo da ação dos efeitos de inércia sobre o escoamento na fase transiente dos ensaios. Essa tendência é explícita para $0,1 \leq t \leq 0,5$ s nos ensaios de ambas as concentrações e tanto numérico quanto experimentalmente.

Nos instantes seguintes ($t \geq 0,5$ s) e considerando os ensaios para a concentração de $0,15\%$ (Figura 5.15), observam-se desvios dos resultados numéricos para com os experimentais considerando as velocidades intermediária (V_{int}) e máxima (V_{max}), enquanto

Figura 5.14 – Contornos numéricos de superfície livre para gel de carbopol em concentração de $0,17\%$. Linhas contínuas referem-se às simulações com velocidade máxima de subida da comporta e linhas pontilhadas referem-se às simulações com velocidade mínima de subida da comporta. Cada cor corresponde a um instante de tempo.

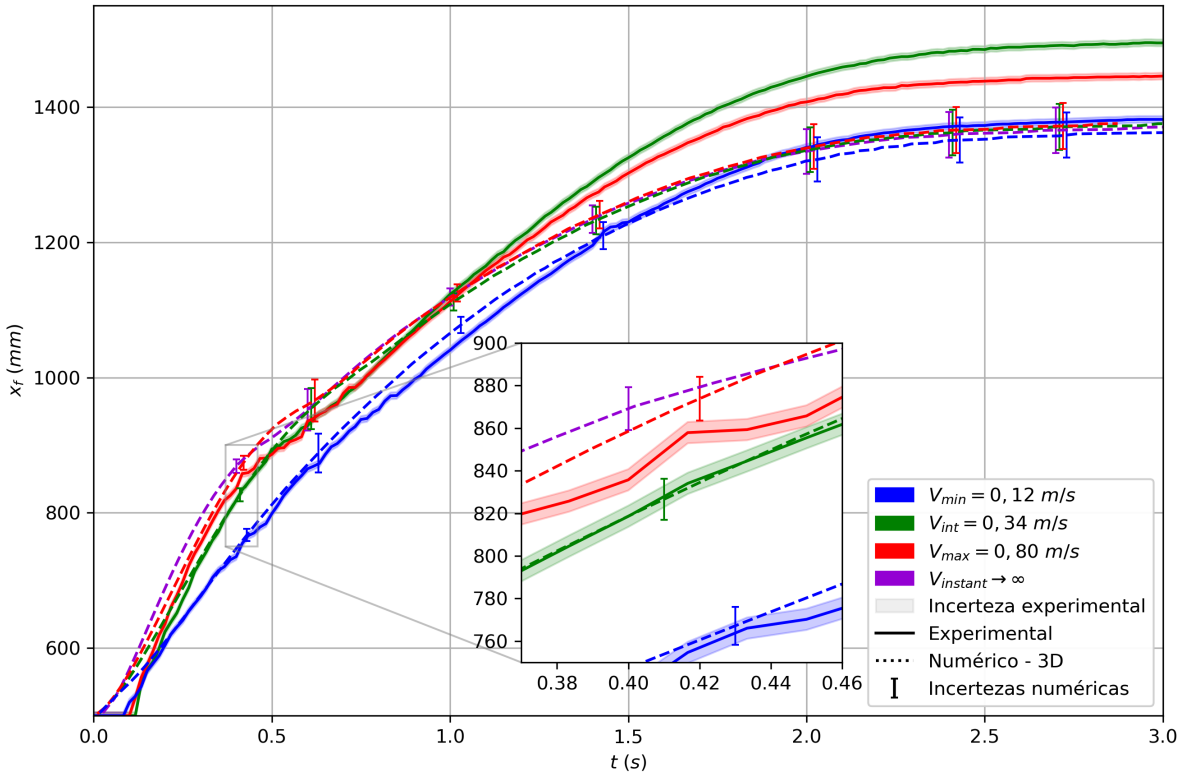


Fonte: Próprio autor.

a velocidade mínima (V_{min}) apresenta boa confrontação. Enquanto os resultados numéricos convergem para um alcance máximo entre 1363 e 1381 mm para tempos mais elevados ($t > 2,5$ s), com todos ensaios numéricos e o ensaio experimental com V_{min} dentro da faixa de incertezas numéricas, os ensaios experimentais com V_{int} e V_{max} apresentaram resultados discrepantes do restante. O fato do ensaio experimental com V_{int} apresentar maior alcance que o ensaio experimental com V_{max} indicaria (análise parcial a ser melhor investigada) que os efeitos de inércia não necessariamente são relevantes em tempos mais elevados do escoamento, para este ensaio.

A mesma análise pode ser feita para os ensaios de concentração $0,17\%$ (Figura 5.16), com boas confrontações numérico-experimentais em todas as velocidades de subida analisadas. Novamente, os resultados numéricos convergem a um alcance máximo de 975 mm em todas velocidades de subida. Entretanto, diferentemente do ensaio de concentração $0,15\%$, percebe-se que os alcances em tempos mais elevados são mais próximos: a diferença entre os alcances máximo e mínimo dada pelos ensaios com concentração de $0,15\%$ é de $8,2\%$; já para ensaios com concentração de $0,17\%$, é de $3,6\%$. A redução das diferenças de uma concentração para outra é devido à reologia mais consistente da maior concentração, a qual impõe um efeito viscoso maior e atenua os efeitos de inércia no escoamento.

Figura 5.15 – Confrontação numérico-experimental da evolução do alcance da frente (x_f) ao longo do tempo (t) para ensaios com concentração de $0,15\%$ e diferentes velocidades de subida da comporta. Linhas contínuas se referem aos dados experimentais e linhas pontilhadas aos dados numéricos tridimensionais. Cada cor corresponde a uma velocidade de subida da comporta. A região sombreada se refere à incerteza experimental.

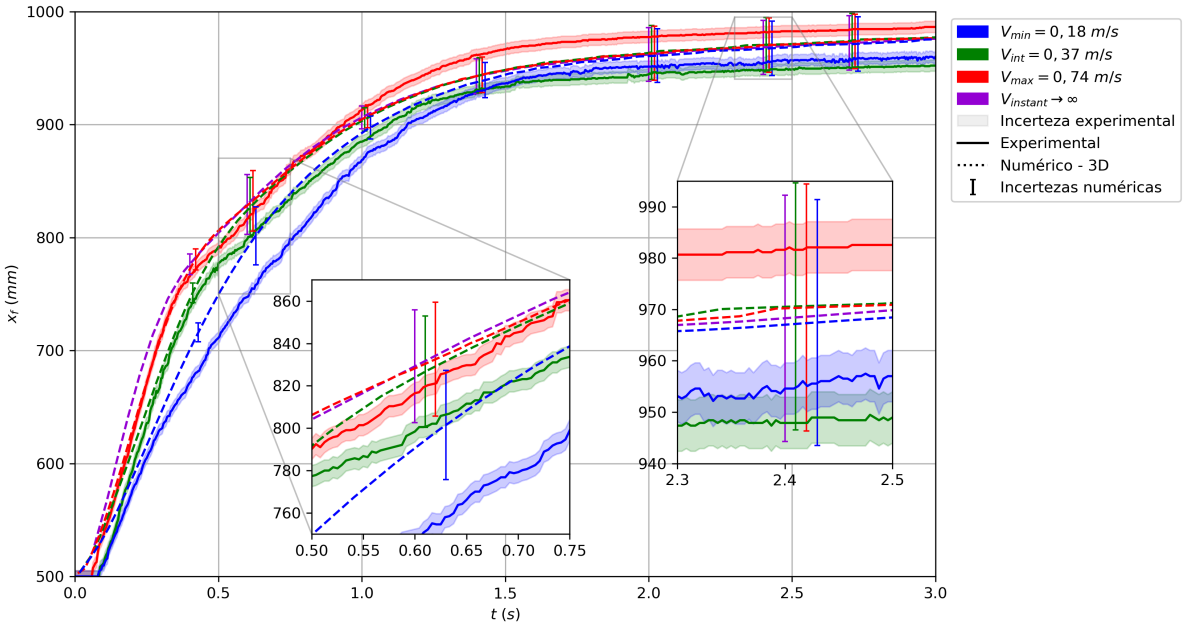


Fonte: Próprio autor.

As profundidades de escoamento medidas ao longo do tempo são avaliadas a seguir. Nas Figuras 5.17a e 5.17b, mostram-se os resultados experimentais e numéricos para ensaios com concentração de $0,15\%$ nos sensores 1 e 2, respectivamente. Nota-se que os resultados experimentais obtidos pelo sensor 1 apresentam maior variação e menor número de pontos devido à inclinação que a frente de onda chega no ponto de medição. Dessa maneira, eliminaram-se dados experimentais fisicamente incoerentes. Os resultados fornecidos pelo sensor 2, por outro lado, possuem mais pontos, visto que a frente de onda atinge o ponto de medição com menores inclinações na superfície livre. Observa-se que os ensaios com velocidades de levantamento de comporta mais elevadas apresentam menor tempo de chegada ao ponto de medição, comportamento este visto mais claramente nos resultados fornecidos pelo sensor 2.

Os resultados numéricos apresentam a mesma tendência mostrada pelos experimentos. O desenvolvimento da profundidade se dá até seu pico, em uma fase predominantemente inercial, seguido de um rebaixamento na curva. Esse rebaixamento é reflexo do amortecimento dos contornos causado pela fase viscosa do escoamento, a qual foi

Figura 5.16 – Confrontação numérico-experimental da evolução do alcance da frente (x_f) ao longo do tempo (t) para ensaios com concentração de $0,17\%$ e diferentes velocidades de subida da comporta. Linhas contínuas se referem aos dados experimentais e linhas pontilhadas aos dados numéricos tridimensionais. Cada cor corresponde a uma velocidade de subida da comporta. A região sombreada se refere à incerteza experimental.



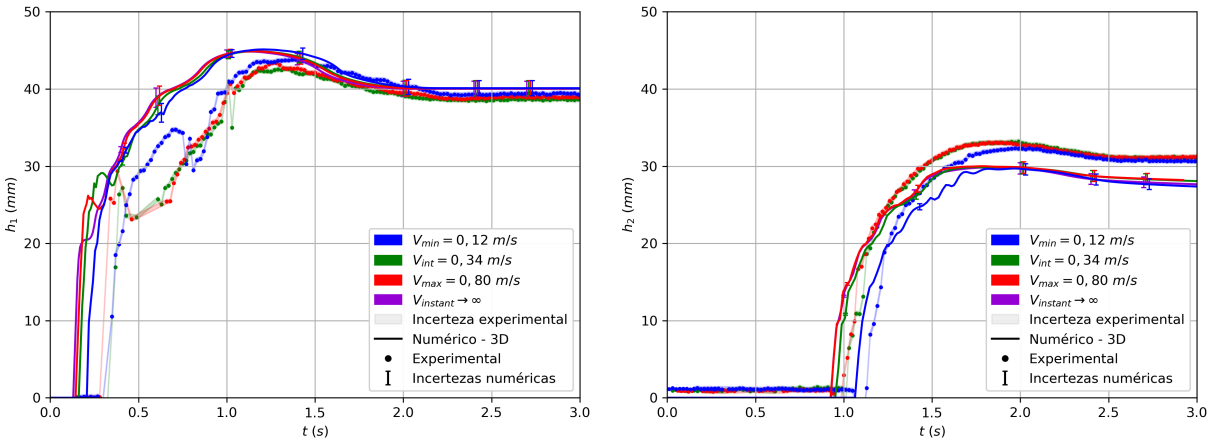
descrita por Debiane (2000). Comparando-se o tempo de chegada da frente nos pontos de medição, observa-se que os ensaios com velocidade de subida mais elevadas chegam mais rapidamente nestes pontos. Isso corrobora com a observação da influência da velocidade de subida da comporta no alcance nas Figuras 5.15 e 5.16.

Para as avaliações realizadas por meio do sensor 1, observa-se que os resultados experimentais se situam na região de incerteza numérica, indicando boa confrontação numérico-experimental. Para o sensor 2, percebe-se um atraso na chegada da frente de onda no ponto de medição por parte dos resultados numéricos da ordem de $0,2$ s e erros máximos da ordem de 7% na altura do escoamento h_2. Ambos resultados numéricos e experimentais apresentaram tendência à estabilização da profundidade, sem alteração significativa devido à velocidade de levantamento da comporta.

As profundidades ao longo do tempo em ensaios com concentração de $0,17\%$ são mostradas nas Figuras 5.18a e 5.18b para os sensores 1 e 2, respectivamente. Novamente, observa-se um pico nas profundidades do escoamento por volta de $t = 1,0$ s seguido de um rebaixamento. Para este caso, o pico possui menor amplitude, provavelmente devido ao maior efeito viscoso, proveniente da reologia do gel de carbopol com concentração de $0,17\%$, comparado à inércia do escoamento, gerada pela carga hidrostática da altura inicial de fluido represado.

Os resultados experimentais apresentam algumas variações consideráveis (da ordem

Figura 5.17 – Desenvolvimento da profundidade do escoamento h aferida pelos sensores ao longo do tempo t para ensaios de concentração $0,15\%$. Pontos dispersos se referem aos dados experimentais e linhas contínuas se referem aos dados numéricos. Cada cor corresponde a uma velocidade de subida da comporta. A região sombreada se refere à incerteza experimental.



(a) Sensor 1 **(b)** Sensor 2

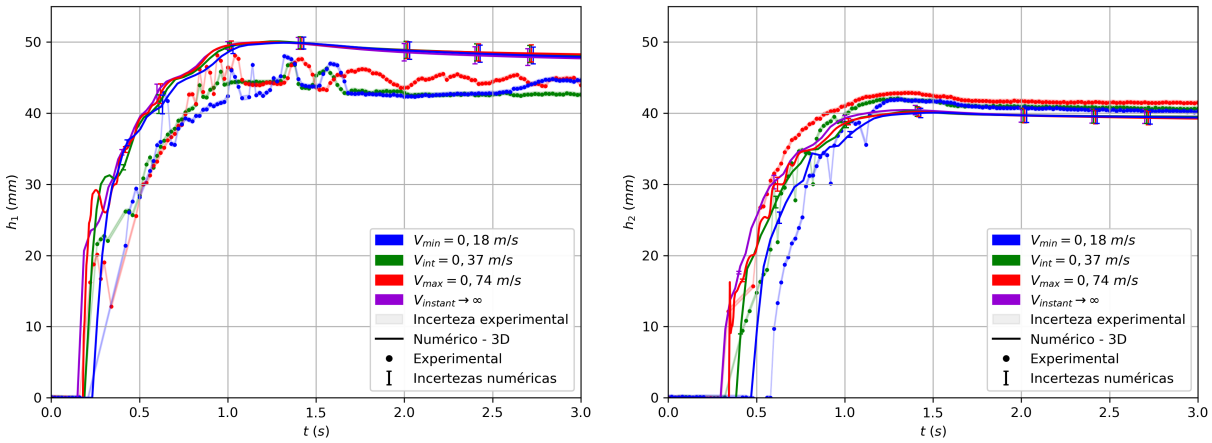
Fonte: Próprio autor.

de 3 mm) na profundidade no ponto de medição do sensor 1, sobretudo para $t \geq 0,7$ s. Isso se deve a elevações na superfície livre do fluido causadas pela queda de material retido pela comporta, as quais são capturadas pelo sensor. Enquanto os resultados numéricos do sensor 1 apresentam erros máximos na faixa de 15% em relação aos experimentos, os resultados do sensor 2 mostram boa confrontação numérico-experimental, apresentando resultados experimentais situados dentro da faixa de incerteza numérica e com erros máximos da ordem de 5% para ensaios com levantamento de comporta mais rápido ($V_{\max}$). Novamente, ambos resultados numéricos e experimentais apresentaram tendência à estabilização da profundidade, sem alteração significativa devido à velocidade de levantamento da comporta.

5.4.4 Análise cruzada de parâmetros influenciadores no efeito de inércia

Os resultados numéricos dos alcances finais normalizados pelo comprimento do volume represado (x_f/L) pelo número de Bingham (Bn) são mostrados na Figura 5.19. O número de Bingham considera dois dos parâmetros que geram efeitos de inércia: a reologia do fluido e a razão de aspecto, conforme Equação 5–1. Quanto mais alto for Bn, maior é o efeito da tensão limite de escoamento em relação à carga hidrostática, o que indica maior resistência do fluido à inércia. Percebe-se que quanto mais baixo for Bn, mais suscetível o escoamento se torna aos efeitos de inércia decorrentes da velocidade de abertura da comporta, visto que ou o fluido é pouco consistente ou a razão de aspecto do volume inicial é muito alta.

Figura 5.18 – Desenvolvimento da profundidade do escoamento h aferida pelos sensores ao longo do tempo t para ensaios de concentração $0,17\%$. Pontos dispersos se referem aos dados experimentais e linhas contínuas se referem aos dados numéricos. Cada cor corresponde a uma velocidade de subida da comporta. A região sombreada se refere à incerteza experimental.

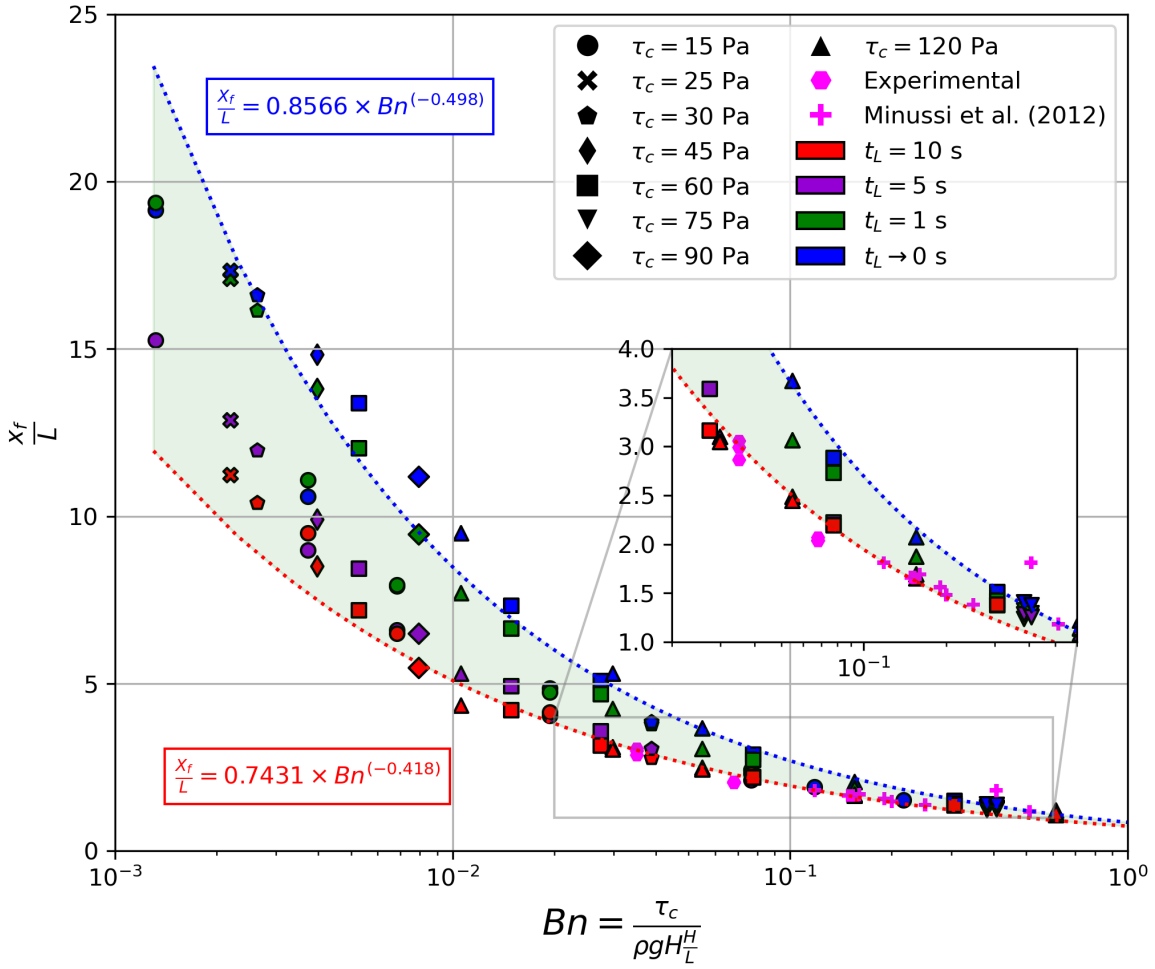


(a) Sensor 1 **(b)** Sensor 2

Fonte: Próprio autor.

Os resultados experimentais deste trabalho e de Minussi e Maciel (2012) estão inclusos na análise. O detalhe mostrado na Figura 5.19 indica que os ensaios em questão fornecem Bn alto o suficiente para que não haja influência significativa da velocidade de levantamento da comporta. Os resultados indicam, conforme já esperado, que a avaliação mais efetiva dos efeitos de inércia no escoamento deve ser feita para escoamentos com baixo Bn, ou seja, para fluidos menos consistentes ou para altas razões de aspecto. Ainda que em geometria axissimétrica, que pode trazer diferenças em comparação a um escoamento fechado por paredes laterais, o Capítulo 4 evidencia essa tendência: os ensaios de *slump test* com o cone de Abrams apresentam razão de aspecto elevada ($H/R = 3$), tendendo a diminuir o número de Bingham e acentuar a influência dos efeitos de inércia no ensaio, sobretudo para fluidos com tensão limite de escoamento mais baixa.

Figura 5.19 – Alcance da frente normalizado pelo comprimento inicial de fluido (X_F/L) em função do número de Bingham generalizado (Bn). A região sombreada indica a abrangência do estudo e é delimitada por funções de ajuste exponencial em linhas pontilhadas. Os resultados experimentais deste trabalho e de Minussi e Maciel (2012) são incluídos na análise, representados por pontos em cor magenta.



Fonte: Próprio autor.

5.5 CONCLUSÃO

Este capítulo trata da confrontação numérico-experimental do escoamento de fluido viscoplástico devido ao levantamento de uma comporta em canal retangular, visando avaliar a influência dos efeitos de inércia gerada por diferentes velocidades de levantamento da comporta. A abordagem numérica descreve o código (ANSYS *Fluent* 14.5) e métodos numérico utilizados para modelar o problema, bem como os testes de sensibilidade para consolidar a abordagem como independente. A parte experimental detalha o aparato utilizado para os ensaios, os fluidos-teste e suas caracterizações reológicas, os sensores e as técnicas de captura de dados. Com base em dois conjuntos experimentais, obtidos pelo

trabalho de Minussi (2007) e pela frente experimental deste trabalho, os ensaios foram simulados e confrontados de acordo com a evolução do alcance da frente ao longo do tempo e com o desenvolvimento da profundidade do escoamento em pontos fixos do canal.

Os resultados de sensibilidade de parâmetros numéricos demonstraram que a resolução de malha é a principal fonte de incertezas numéricas, com incertezas de $1,12\%$ a $3,23\%$ para o caso tridimensional e de $0,96\%$ a $1,51\%$ para o bidimensional. A discretização temporal demonstrou menor influência ao apresentar incerteza máxima de $0,6\%$ e o parâmetro regularizador $\dot{\gamma}_c = 0,01\ \mathrm{s}^{-1}$ mostrou ser suficiente para não influenciar na fase transiente do escoamento, corroborando com as observações do Capítulo 4. A confrontação numérico-experimental com os resultados de Minussi (2007) indicaram que as simulações tridimensionais são mais adequadas do que as bidimensionais para as condições de geometria e reologia apresentadas, gerando melhoria considerável em relação aos resultados numéricos obtidos por Minussi (2007).

Os ensaios experimentais realizados neste trabalho com diferentes velocidades de levantamento da comporta indicaram que existe influência do efeito de inércia nos instantes iniciais. Os ensaios numéricos indicaram o mesmo alcance máximo para qualquer velocidade de levantamento da comporta testada devido aos números de Bingham elevados o suficiente para que efeitos de velocidade de levantamento não sejam significativos, conforme indica a análise cruzada da Subseção 5.4.4. Já os experimentos apresentaram diferenças nos alcances máximos entre as diferentes velocidades de levantamento de $8,2\%$ e de $3,6\%$ para as concentrações de $0,15\%$ e $0,17\%$, respectivamente, indicando que a reologia atenua os efeitos de inércia no escoamento, tendo em vista o aumento do número de Bingham do escoamento. As medições da profundidade ao longo do tempo indicaram que o levantamento da comporta influencia no tempo de chegada da frente ao ponto de medição, porém não altera significativamente a profundidade estabilizada do escoamento.

Por fim, a série de ensaios realizada na Subseção 5.4.4 evidencia que a reologia do fluido, sobretudo a tensão limite de escoamento, e a razão de aspecto do volume inicial são parâmetros decisivos para a presença significativa dos efeitos de inércia, os quais podem ser resumidos pelo número de Bingham definido neste trabalho. Para baixos números de Bingham, a velocidade de levantamento da comporta gera efeitos de inércia consideráveis no escoamento; conforme o número de Bingham aumenta, menor é a influência da velocidade de levantamento ao produzir efeitos de inércia. Tal análise pode ser estendida, ao menos de forma qualitativa, para explicar os efeitos de inércia presentes no ensaio do *slump test* (Capítulo 4), vis-à-vis a alta razão de aspecto imposta pelo cone de Abrams, sobretudo em fluidos menos consistentes e em simulações sem materialização do molde e/ou com altas velocidades de subida do molde.

6 CONCLUSÕES E RECOMENDAÇÕES

Este capítulo apresenta as grandes conclusões da dissertação e recomendações para trabalhos futuros no tema tratado.

6.1 CONCLUSÕES

Este trabalho teve como objetivo geral avaliar a influência dos efeitos de inércia em escoamentos de fluidos viscoplásticos modelados como rupturas de barragens (*dam-breaks*). A propositura numérico-experimental como forma de investigação passou por três fases: 1) determinação do bom método de regularização da viscosidade aparente para fluidos viscoplásticos, por meio do estudo numérico do escoamento interno de fluido não-Newtoniano (caso Hagen-Poiseuille), desenvolvido integralmente no Capítulo 3; 2) estabelecimento da vertente numérica como abordagem independente de experimentos através da quantificação de incertezas numéricas; e 3) validação das simulações numéricas com base nos resultados experimentais obtidos neste trabalho e de trabalhos externos. As duas últimas fases foram realizadas concomitantemente por meio de dois estudos de caso representativos do fenômeno *dam-break*: no Capítulo 4 através do ensaio de abatimento de tronco de cone, ou *slump test*, e no Capítulo 5 por meio do escoamento decorrente do levantamento de uma comporta em canal retangular horizontal. Em linhas gerais, as conclusões deste trabalho podem ser elencadas como se segue nos parágrafos seguintes:

O Capítulo 3 apresentou uma confrontação numérico-analítica do escoamento interno (caso Hagen-Poiseuille) com fluidos viscoplásticos por meio do software ANSYS *Fluent* 14.5 com quatro métodos de regularização da viscosidade aparente: métodos bi-viscosos aplicados pelo *Fluent* 14.5, *Fluent* 20.0 e o modelo de O'Donovan e Tanner, e o método contínuo de Papanastasiou. Executou-se uma série de simulações numéricas variando-se o número de Reynolds, reologia do fluido e método de regularização e confrontou-se cada resultado com a respectiva solução analítica. Duas grandes conclusões podem ser citadas, as quais foram determinantes para o prosseguimento dos Capítulos 4 e 5, a saber:

- O método de regularização bi-viscoso utilizado pelo ANSYS *Fluent* 14.5 não se mostrou adequado para simulações numéricas de fluidos Herschel-Bulkley ($n < 1$) no caso Hagen-Poiseuille, portanto não é indicado para casos mais complexos;

- Os métodos de regularização bi-viscosos utilizados pelo *Fluent* 20.0, o método bi-viscoso de Tanner e O´Donovan e o método contínuo de Papanastasiou se mostraram adequados para o caso Hagen-Poiseuille com parâmetros regularizadores com ordens de grandeza de $\dot{\gamma}_c = 0,01\ s^{-1}$ e $m = 500\ s$, sendo indicados para casos mais complexos, desde que submetidos a testes de sensibilidade nesses casos.

Já o Capítulo 4 tratou da confrontação numérico-experimental do ensaio automatizado do *slump test*. A abordagem experimental foi executada por meio de um aparato automatizado para ensaios de *slump test*, fornecendo velocidade de levantamento do molde controlada e aferição da medida de abatimento ao longo do tempo e do espalhamento final da amostra. A abordagem numérica foi explorada pelo software ANSYS *Fluent* 14.5, tendo sido executado um protocolo de testes de sensibilidade de parâmetros numéricos (com base nos resultados do Capítulo 3) para determinação de incertezas numéricas e posterior simulação dos ensaios experimentais. Os resultados experimentais e numéricos foram então confrontados, cujas discussões pontuaram as seguintes conclusões:

- A modelagem numérica do *slump test* em cone de Abrams deve necessariamente incluir a implementação do molde e respectiva velocidade de levantamento para boa representação do problema físico;
- Velocidades de levantamento do molde superiores à velocidade normatizada geram efeitos de inércia significativos, que influenciam nas medidas da amostra final;
- Embora a fase transiente não tenha sido bem representada com a modelagem proposta neste trabalho, a implementação numérica do molde trouxe melhoria significativa no desenvolvimento do escoamento em relação ao caso (instantâneo) sem implementação do molde.

Finalmente, no Capítulo 5, o escoamento *dam-break* em canal retangular e horizontal foi tratado de maneira numérico-experimental. Os ensaios experimentais foram realizados em um canalete com levantamento controlado da comporta, cujos dados foram obtidos por câmeras e sensores de nível. Assim como no Capítulo 4, a vertente numérica foi explorada por meio do ANSYS *Fluent* 14.5 e seguindo o mesmo protocolo de testes de sensibilidade e modelagem numérica. Os resultados foram então confrontados numérico-experimentalmente. Ademais, uma prospecção numérica usando os resultados dos testes de sensibilidade e a mesma modelagem numérica foi realizada por meio de uma série de simulações, variando-se a reologia do fluido, razão de aspecto e velocidade de levantamento da comporta. O Capítulo 5 apontou para as seguintes conclusões:

- Diferentemente do Capítulo 4, o código numérico foi capaz de simular adequadamente tanto o regime transiente quanto a fase final (alcance máximo) dos escoamentos;

- A velocidade de levantamento da comporta não se mostrou significativa na determinação do alcance final e na profundidade em pontos fixos nos ensaios de *dam-break* em canal retangular e horizontal, forte provavelmente devido à baixa razão de aspecto;

- Fluidos que apresentam maior número de Bingham generalizado (razão de aspecto baixa ou tensão limite de escoamento adimensional elevada) são menos suscetíveis ao efeito do levantamento da comporta.

Em definitivo, o trabalho conclui que, para os escoamentos viscoplásticos modelados como casos *dam-break*, a influência da velocidade de levantamento do molde ou comporta é significativa apenas em condições de baixo número de Bingham generalizado. Esta conclusão é pertinente na direção da importância e relevância do controle da dinâmica da fronteira (comporta/molde) dos casos modelados como *dam-break*, estudados como técnicas alternativas de reometria e na modelagem de escoamentos naturais.

O trabalho mostra que os métodos expeditos de reometria, como o *Slump Test*, tendem a apresentar resultados mais precisos ao reduzir os efeitos de inércia do escoamento, ou seja, executar subida lenta do obstáculo (conforme indicado em Normas) em casos que apresentam sobretudo elevada razão de aspecto ou fluidos pouco consistentes (de maior fluidez), ressaltando que as leis analíticas e empíricas desconsideram tais efeitos.

Por fim, no contexto de modelagem de escoamentos naturais, como é caso de rompimento de barragens de rejeitos, as análises deste trabalho podem ser estendidas de maneira simplificada, porém coerentes em nível de modelagem. Sendo o levantamento de um obstáculo "equiparado" à formação de uma brecha na barragem, a formação de brechas seria significativamente mais importante na previsão do alcance da frente (*runout*) em barragens com maior razão de aspecto (alturas maiores que o comprimento do volume represado) do que em barragens com menor razão de aspecto.

6.2 RECOMENDAÇÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

6.2.1 Vertente numérica

- realizar maior número de simulações numéricas, quando da disponibilidade de maior número de dados experimentais, em prol de validações numéricas mais abrangentes;

- investir em técnicas lagrangeanas, como o *Smoothed-Particle Hydrodynamics* (*SPH*) e o método *Moving Particle Semi-implicit* (*MPS*) para os estudos de caso tratados neste trabalho, sobretudo em fase transiente das simulações, e outros de geometria mais complexa.

6.2.2 Vertente experimental

- testar novos materiais, notadamente aqueles das barragens de rejeitos;
- implementar ação de comporta subindo e descendo com lei de evolução de abertura prescrita, e recuperar os respectivos hidrogramas;
- estender o banco de dados experimentais, determinar adimensionais de interesse e, por conseguinte, validar a parte numérica de forma mais refinada;
- reinvestir em ensaios de *slump test* em cone de Abrams transparente, de forma a monitorar os contornos da fase transiente.

REFERÊNCIAS

ANCEY, C.; COCHARD, S. The dam-break problem for herschel–bulkley viscoplastic fluids down steep flumes. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, Amsterdam, v. 158, n. 1-3, p. 18–35, 2009.

ANCEY, C.; IVERSON, R. M.; RENTSCHLER, M.; DENLINGER, R. P. An exact solution for ideal dam-break floods on steep slopes. *Water Resources Research*, v. 44, n. 1, 2008.

ANSYS. Theory guide - fluent 14.5. *Lebanon: Fluent Incorporated*, p. 1–2546, 2012.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS - ABNT. ***NBR NM 67***: concreto: determinação da consistência pelo abatimento do tronco de cone. Rio de Janeiro: [*s.n.*], 1998. 4 p.

BALMFORTH, N.; CRASTER, R.; PERONA, P.; RUST, A.; SASSI, R. Viscoplastic dam breaks and the bostwick consistometer. *Journal of non-newtonian fluid mechanics*, Amsterdam, v. 142, n. 1-3, p. 63–78, 2007.

BALMFORTH, N. J.; CRASTER, R. V.; RUST, A. C.; SASSI, R. Viscoplastic flow over an inclined surface. *Journal of non-newtonian fluid mechanics*, Amsterdam, v. 139, n. 1-2, p. 103–127, 2006.

BALMFORTH, N. J.; FRIGAARD, I. A.; OVARLEZ, G. Yielding to stress: recent developments in viscoplastic fluid mechanics. *Annual Review of Fluid Mechanics*, Amsterdam, v. 46, p. 121–146, 2014.

BARNES, H. A.; NGUYEN, Q. D. Rotating vane rheometry—a review. *Journal of non-Newtonian fluid mechanics*, Amsterdam, v. 98, n. 1, p. 1–14, 2001.

BAUDEZ, J.-C.; CHABOT, F.; COUSSOT, P. Rheological interpretation of the slump test. *Applied Rheology*, v. 12, n. 3, p. 133–141, 2002.

BIRD, R. B.; DAI, G.; YARUSSO, B. J. The rheology and flow of viscoplastic materials. *Reviews in Chemical Engineering*, v. 1, n. 1, p. 1–70, 1983.

BOGER, D. Rheology and the minerals industry. *Mineral Procesing and Extractive Metallurgy Review*, Abingdon, v. 20, n. 1, p. 1–25, 2000.

BOGER, D. V. Rheology of slurries and environmental impacts in the mining industry. *Annual review of chemical and biomolecular engineering*, Palo Alto, v. 4, p. 239–257, 2013.

BOGER, D. V.; WALTERS, K. *Rheological phenomena in focus*. Amsterdam: Elsevier, 2012.

BURGER, J.; HALDENWANG, R.; ALDERMAN, N. Friction factor-reynolds number relationship for laminar flow of non-newtonian fluids in open channels of different cross-sectional shapes. *Chemical Engineering Science*, Amsterdam, v. 65, n. 11, p. 3549–3556, 2010.

CELIK, I. B.; GHIA, U.; ROACHE, P. J.; FREITAS, C. J. Procedure for estimation and reporting of uncertainty due to discretization in cfd applications. *Journal of fluids Engineering-Transactions of the ASME*, New York, v. 130, n. 7, p. 1–4, 2008.

CHANSON, H.; JARNY, S.; COUSSOT, P. Dam break wave of thixotropic fluid. *Journal of Hydraulic Engineering*, New York, v. 132, n. 3, p. 280–293, 2006.

CHEN, F.; HAGEN, H. A survey of interface tracking methods in multi-phase fluid visualization. In: MIDDEL, A.; SCHELER, I.; HAGEN, H. (ed.). *Visualization of Large and Unstructured Data Sets - Applications in Geospatial Planning, Modeling and Engineering (IRTG 1131 Workshop)*. Dagstuhl: Schloss Dagstuhl–Leibniz-Zentrum fuer Informatik, 2011. (OpenAccess Series in Informatics (OASIcs), v. 19), p. 11–19. ISBN 978-3-939897-29-3. ISSN 2190-6807.

CHHABRA, R. P.; RICHARDSON, J. F. *Non-Newtonian flow and applied rheology*: engineering applications. Amsterdam: Butterworth-Heinemann, 2011. 536 p.

CHRISTENSEN, G. *Modelling the flow of fresh concrete: the slump test*. 1991. 171 f. Tese (Doutorado) — Princeton University, Princeton, 1991.

CHRISTENSEN, R. *Theory of viscoelasticity*: an introduction. Amsterdam: Elsevier, 2012.

CLAYTON, S.; GRICE, T.; BOGER, D. Analysis of the slump test for on-site yield stress measurement of mineral suspensions. *International journal of mineral processing*, Amsterdam, v. 70, n. 1-4, p. 3–21, 2003.

COUSSOT, P. *Rheometry of pastes, suspensions, and granular materials*: applications in industry and environment. New Jersey: John Wiley & Sons, 2005.

COUSSOT, P. *Mudflow rheology and dynamics*. Abingdon, United Kingdom: Routledge, 2017.

COUSSOT, P.; BOYER, S. Determination of yield stress fluid behaviour from inclined plane test. *Rheologica acta*, New York, v. 34, n. 6, p. 534–543, 1995.

COUSSOT, P.; PIAU, J. M. On the behavior of fine mud suspensions. *Rheologica acta*, New York, v. 33, n. 3, p. 175–184, 1994.

CREMONESI, M.; FERRARA, L.; FRANGI, A.; PEREGO, U. Simulation of the flow of fresh cement suspensions by a lagrangian finite element approach. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, Amsterdam, v. 165, n. 23-24, p. 1555–1563, 2010.

DEBIANE, K. *Hydraulique des écoulements laminaires à surface libre dans un canal pour des milieux visqueux ou viscoplastiques: régimes uniforme, graduellement varié, et rupture de barrage*. 2000. 275 f. Tese (Doutorado) — Université Joseph Fourier, Grenoble, 2000.

DING, L.; GOSHTASBY, A. On the canny edge detector. *Pattern Recognition*, Amsterdam, v. 34, n. 3, p. 721–725, 2001.

DINKGREVE, M.; PAREDES, J.; DENN, M. M.; BONN, D. On different ways of measuring "the" yield stress. *Journal of non-Newtonian fluid mechanics*, Amsterdam, v. 238, p. 233–241, 2016.

DRESSLER, R. F. Comparison of theories and experiments for the hydraulic dam-break wave. *Int. Assoc. Sci. Hydrology*, Washington, v. 3, n. 38, p. 319–328, 1954.

FERRARIS, C. F.; LARRARD, F. de. Modified slump test to measure rheological parameters of fresh concrete. *Cement, Concrete and Aggregates*, West Conshohocken, v. 20, n. 2, p. 241–247, 1998.

FERZIGER, J. H.; PERIĆ, M.; STREET, R. L. *Computational methods for fluid dynamics*. New York: Springer, 2002. v. 3.

FLETCHER, C. A. *Computational techniques for fluid dynamics 2*: specific techniques for different flow categories. New York: Springer Science & Business Media, 2012.

FRIGAARD, I.; NOUAR, C. On the usage of viscosity regularisation methods for visco-plastic fluid flow computation. *Journal of non-newtonian fluid mechanics*, Amsterdam, v. 127, n. 1, p. 1–26, 2005.

GAO, J.; FOURIE, A. Spread is better: an investigation of the mini-slump test. *Minerals Engineering*, Amsterdam, v. 71, p. 120–132, 2015.

GAO, J.; FOURIE, A. Using the flume test for yield stress measurement of thickened tailings. *Minerals Engineering*, Amsterdam, v. 81, p. 116–127, 2015.

HIRT, C. W.; NICHOLS, B. D. Volume of fluid (vof) method for the dynamics of free boundaries. *Journal of computational physics*, Amsterdam, v. 39, n. 1, p. 201–225, 1981.

HOSSEINI, S.; MANZARI, M.; HANNANI, S. A fully explicit three-step sph algorithm for simulation of non-newtonian fluid flow. *International Journal of Numerical Methods for Heat & Fluid Flow*, *[s.l.]*, v. 17, n. 7, p. 715–735, 2016.

HUANG, X.; GARCIA, M. H. A herschel–bulkley model for mud flow down a slope. *Journal of fluid mechanics*, Cambridge, v. 374, n. 1, p. 305–333, 1998.

HUILGOL, R. R.; YOU, Z. Application of the augmented lagrangian method to steady pipe flows of bingham, casson and herschel–bulkley fluids. *Journal of non-newtonian fluid mechanics*, Amsterdam, v. 128, n. 2-3, p. 126–143, 2005.

ISSA, R. I.; GOSMAN, A.; WATKINS, A. The computation of compressible and incompressible recirculating flows by a non-iterative implicit scheme. *Journal of Computational Physics*, Amsterdam, v. 62, n. 1, p. 66–82, 1986.

KWAK, M.; JAMES, D. F.; KLEIN, K. A. Flow behaviour of tailings paste for surface disposal. *International journal of mineral processing*, Amsterdam, v. 77, n. 3, p. 139–153, 2005.

LAKZIAN, E.; ESTIRI, A.; NIAZI, M. Investigation of numerical simulation of non-newtonian flows dam break and dam breach in open channels using modified vof method. *Progress in Computational Fluid Dynamics, an International Journal*, [ ], v. 19, n. 4, p. 220–234, 2019.

LARRARD, F. D.; FERRARIS, C.; SEDRAN, T. Fresh concrete: a herschel-bulkley material. *Materials and structures*, New York, v. 31, n. 7, p. 494–498, 1998.

LI, X.; ZHAO, J. Dam-break of mixtures consisting of non-newtonian liquids and granular particles. *Powder Technology*, Amsterdam, v. 338, p. 493–505, 2018.

LIU, H. *An experimental and numerical study of runout from a tailings dam failure*. 2018. 236 f. Tese (Doutorado) — University of Western Australia, Perth, 2018.

LIU, K. F.; MEI, C. C. Slow spreading of a sheet of bingham fluid on an inclined plane. *Journal of fluid mechanics*, Cambridge, v. 207, p. 505–529, 1989.

LIU, Y.; BALMFORTH, N.; HORMOZI, S. Axisymmetric viscoplastic dambreaks and the slump test. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, Amsterdam, v. 258, p. 45–57, 2018.

LIU, Y.; BALMFORTH, N.; HORMOZI, S.; HEWITT, D. Two–dimensional viscoplastic dambreaks. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, Amsterdam, v. 238, p. 65–79, 2016.

MACIEL, G. F.; SANTOS, H. K.; FERREIRA, F. O. Rheological analysis of water clay compositions in order to investigate mudflows developing in canals. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, São Paulo, v. 31, n. 1, p. 64–74, 2009.

MALKIN, A. Y.; ISAYEV, A. I. *Rheology*: concepts, methods, and applications. Amsterdam: Elsevier, 2017.

MATSON, G.; HOGG, A. Two-dimensional dam break flows of herschel–bulkley fluids: the approach to the arrested state. *Journal of non-newtonian fluid mechanics*, Amsterdam, v. 142, n. 1-3, p. 79–94, 2007.

MEWIS, J.; WAGNER, N. J. Thixotropy. *Advances in colloid and interface science*, Amsterdam, v. 147, p. 214–227, 2009.

MINUSSI, R. B. *Rompimento de barreiras: análise experimental e numérica na previsão de velocidades de propagação de frentes de material hiperconcentrado*. 2007. 128 f. Dissertação (Mestrado) — Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho"(UNESP), 2007.

MINUSSI, R. B.; MACIEL, G. F. Numerical experimental comparison of dam break flows with non-newtonian fluids. *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*, São Paulo, v. 34, n. 2, p. 167–178, 2012.

MORIKAWA, D.; ASAI, M.; IMOTO, Y.; ISSHIKI, M. *et al.* Improvements in highly viscous fluid simulation using a fully implicit sph method. *Computational Particle Mechanics*, New York, v. 6, n. 4, p. 529–544, 2019.

MOTEZUKI, F. K. *Desenvolvimento de um sistema para simulação do escoamento fluidos não-newtonianos na engenharia civil por meio do método de partículas Moving Particle Semi-implicit (MPS)*. 2018. 113 f. Tese (Doutorado) — Escola Politécnica, Universidade de São Paulo, 2018.

MOTEZUKI, F. K.; RIBEIRO, G. H. de S.; KUROKAWA, F. A.; CHENG, L.-Y. Modelagem do escoamento tridimensional do concreto fresco utilizando o método moving particle semi-implicit. In: IBERO-LATIN AMERICAN CONGRESS ON COMPUTATIONAL METHODS IN ENGINEERING, 2015, Rio de Janeiro. *Proceedings of Ibero-Latin American Congress on Computational Methods in Engineering*. Rio de Janeiro: [*s.n.*], 2015.

MOUKALLED, F.; MANGANI, L.; DARWISH, M. *et al. The finite volume method in computational fluid dynamics*. New York: Springer, 2016. v. 113.

MURATA, J. Flow and deformation of fresh concrete. *Materiaux et Construction*, New York, v. 17, n. 2, p. 117–129, 1984.

NGUYEN, Q.; BOGER, D. Application of rheology to solving tailings disposal problems. *International Journal of Mineral Processing*, Amsterdam, v. 54, n. 3-4, p. 217–233, 1998.

NGUYEN, T.; ROUSSEL, N.; COUSSOT, P. Correlation between l-box test and rheological parameters of a homogeneous yield stress fluid. *Cement and Concrete Research*, Amsterdam, v. 36, n. 10, p. 1789–1796, 2006.

NICHITA, B. A.; ZUN, I.; THOME, J. R. A level set method coupled with a volume of fluid method for modeling of gas-liquid interface in bubbly flow. *Journal of fluids engineering*, Washington, v. 132, n. 8, 2010.

NIKITIN, K. D.; OLSHANSKII, M. A.; TEREKHOV, K. M.; VASSILEVSKI, Y. V. A numerical method for the simulation of free surface flows of viscoplastic fluid in 3d. *Journal of Computational Mathematics*, Beijing, v. 29, n. 6, p. 605–622, 2011.

NOOR, M.; UOMOTO, T. Rheology of high flowing mortar and concrete. *Materials and Structures*, New York, v. 37, n. 8, p. 513–521, 2004.

NSOM, B. The dam break problem for a hyperconcentrated suspension. *Applied Rheology*, Berlin, v. 10, n. 5, p. 224–230, 2000.

NSOM, B.; DEBIANE, K.; PIAU, J.-M. Bed slope effect on the dam break problem. *Journal of Hydraulic Research*, Abingdon, v. 38, n. 6, p. 459–464, 2000.

O'DONOVAN, E.; TANNER, R. Numerical study of the bingham squeeze film problem. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, Amsterdam, v. 15, n. 1, p. 75–83, 1984.

PAPANASTASIOU, T. C. Flows of materials with yield. *Journal of Rheology*, v. 31, n. 5, p. 385–404, 1987.

PASHIAS, N.; BOGER, D.; SUMMERS, J.; GLENISTER, D. A fifty cent rheometer for yield stress measurement. *Journal of Rheology*, v. 40, n. 6, p. 1179–1189, 1996.

PATANKAR, S. V.; SPALDING, D. B. A calculation procedure for heat, mass and momentum transfer in three-dimensional parabolic flows. In: PATANKAR, S. V.; SPALDING, D. B. (ed.). *Numerical prediction of flow, heat transfer, turbulence and combustion*. Amsterdam: Elsevier, 1983. p. 54–73.

PEREIRA, J. B. *Desenvolvimento de aparato automatizado de slump test: ferramenta de controle de qualidade e de caracterização reológica de materiais*. 2018. 125 f. Dissertação (Mestrado) — Faculdade de Engenharia de Ilha Solteira, Universidade Estadual Paulista "Júlio de Mesquita Filho"(UNESP), Ilha Solteira, 2018.

PERONA, P. Bostwick degree and rheological properties: an up-to-date viewpoint. *Applied rheology*, Berlin, v. 15, n. 4, p. 218–229, 2005.

PIERRE, A.; LANOS, C.; ESTELLE, P. Extension of spread-slump formulae for yield stress evaluation. *Applied Rheology*, Berlin, v. 23, n. 6, 2013.

RICO, M.; BENITO, G.; SALGUEIRO, A.; DÍEZ-HERRERO, A.; PEREIRA, H. Reported tailings dam failures: a review of the european incidents in the worldwide context. *Journal of hazardous materials*, Amsterdam, v. 152, n. 2, p. 846–852, 2008.

ROUSSEL, N.; COUSSOT, P. Fifty-cent rheometer for yield stress measurements: from slump to spreading flow. *Journal of rheology*, College Park, v. 49, n. 3, p. 705–718, 2005.

ROUT, S. K.; SAHOO, T.; DAS, S. K. Design of tailing dam using red mud. *Central European Journal of Engineering*, New York, v. 3, n. 2, p. 316–328, 2013.

SALAZAR, F.; IRAZÁBAL, J.; LARESE, A.; OÑATE, E. Numerical modelling of landslide-generated waves with the particle finite element method (pfem) and a non-newtonian flow model. *International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics*, v. 40, n. 6, p. 809–826, 2016.

SCHATZMANN, M. *Rheometry for large particle fluids and debris flows*. 2005. 246 f. Tese (Doutorado) — ETH Zurich, Zurich, 2005.

SHAO, S.; LO, E. Y. Incompressible sph method for simulating newtonian and non-newtonian flows with a free surface. *Advances in water resources*, Amsterdam, v. 26, n. 7, p. 787–800, 2003.

SNELLING, B. E.; COLLINS, G. S.; PIGGOTT, M. D.; NEETHLING, S. J. Improvements to a smooth particle hydrodynamics simulator for investigating submarine landslide generated waves. *International Journal for Numerical Methods in Fluids*, New Jersey, v. 92, n. 7, p. 744–764, 2020.

STARON, L.; LAGRÉE, P.-Y.; RAY, P.; POPINET, S. Scaling laws for the slumping of a bingham plastic fluid. *Journal of Rheology*, v. 57, n. 4, p. 1265–1280, 2013.

STERNBERG, S. R. Biomedical image processing. *IEEE computer*, v. 16, n. 1, p. 22–34, 1983.

TANIGAWA, Y.; MORI, H. Analytical study on deformation of fresh concrete. *Journal of Engineering Mechanics*, Washington, v. 115, n. 3, p. 493–508, 1989.

TANNER, R. I. *Engineering rheology*. Oxford: OUP Oxford, 2000. v. 52.

THRANE, L. N.; SZABO, P.; GEIKER, M.; GLAVIND, M.; STANG, H. Simulation of the test method "l-box" for self-compacting concrete. *Annual Transactions of the NORDIC rheology society*, v. 12, n. 1, p. 47–54, 2004.

TREGGER, N.; FERRARA, L.; SHAH, S. P. Identifying viscosity of cement paste from mini-slump-flow test. *ACI Materials Journal*, New York, v. 105, n. 6, p. 558, 2008.

VALETTE, R.; PEREIRA, A.; RIBER, S.; SARDO, L.; LARCHER, A.; HACHEM, E. Viscoplastic dam-breaks. *Journal of Non-Newtonian Fluid Mechanics*, Amsterdam, v. 287, p. 104447, 2021.

WANG, B.; CHEN, Y.; WU, C.; PENG, Y.; SONG, J.; LIU, W.; LIU, X. Empirical and semi-analytical models for predicting peak outflows caused by embankment dam failures. *Journal of Hydrology*, Amsterdam, v. 562, p. 692–702, 2018.

WHITHAM, G. B. The effects of hydraulic resistance in the dam-break problem. *Proceedings of the Royal Society of London. Series A. Mathematical and Physical Sciences*, London, v. 227, n. 1170, p. 399–407, 1955.

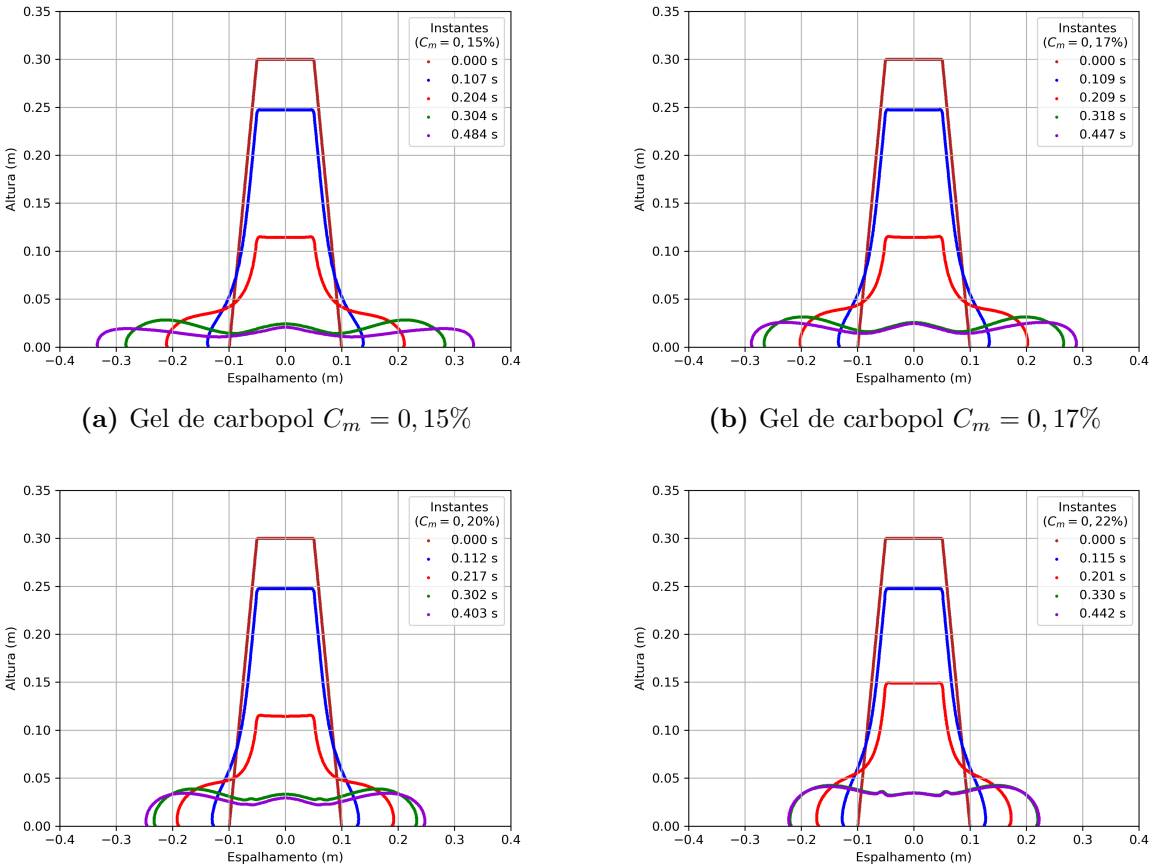
XIE, J.; JIN, Y.-C. Parameter determination for the cross rheology equation and its application to modeling non-newtonian flows using the wc-mps method. *Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics*, Abingdon, v. 10, n. 1, p. 111–129, 2016.

YOUNGS, D. L. *Time-dependent multi-material flow with large fluid distortion.* Aldermaston: [*s.n.*], 1982.

ANEXO A:
Contornos numéricos de superfície livre do *slump test* no caso instantâneo

Este Anexo mostra os contornos da interface fluido-teste/ar das simulações do *slump test* modeladas através do caso instantâneo. Todos os resultados das simulações com as concentrações de géis de carbopol e de lamas cauliníticas indicadas pela Tabela 4 são explorados.

Figura A.1 – Desenvolvimento das interfaces entre fluido-teste e ar ao longo do tempo para o caso instantâneo.



(a) Gel de carbopol $C_m = 0,15\%$

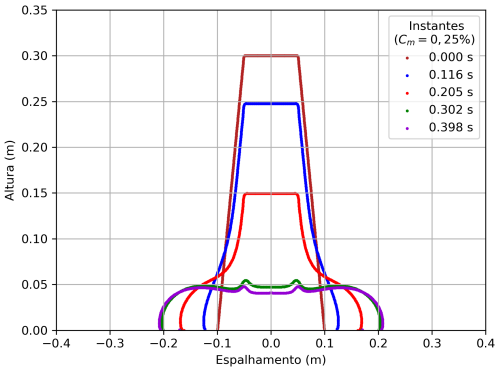
(b) Gel de carbopol $C_m = 0,17\%$

(c) Gel de carbopol $C_m = 0,20\%$

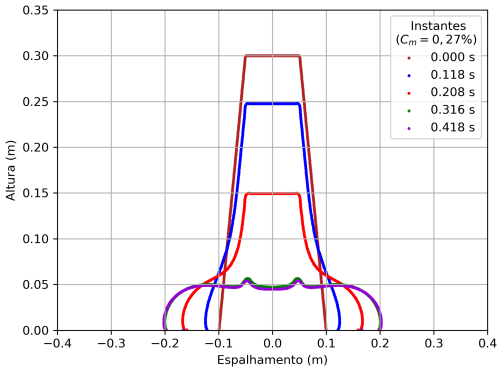
(d) Gel de carbopol $C_m = 0,22\%$

Fonte: Próprio autor.

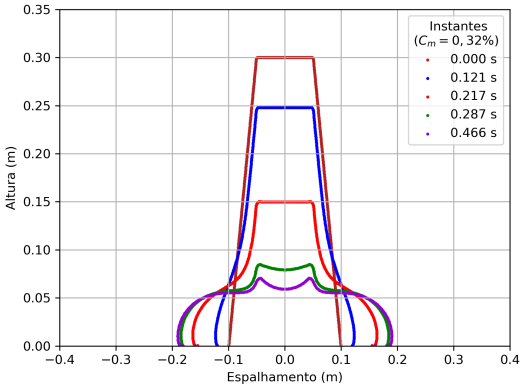
Figura A.2 – Desenvolvimento das interfaces entre fluido-teste e ar ao longo do tempo para o caso instantâneo.



(a) Gel de carbopol $C_m = 0,25\%$

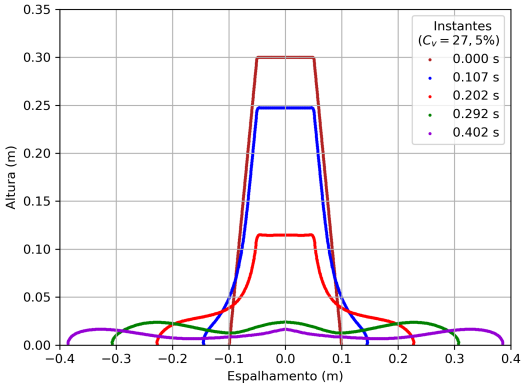


(b) Gel de carbopol $C_m = 0,27\%$

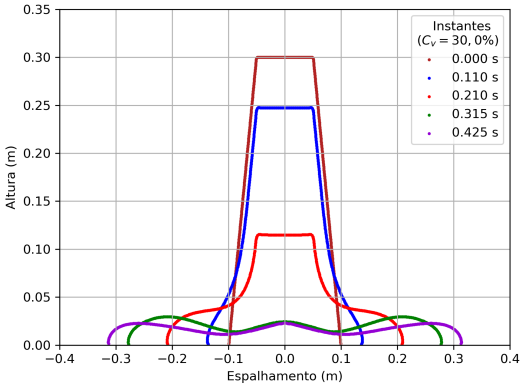


(c) Gel de carbopol $C_m = 0,32\%$

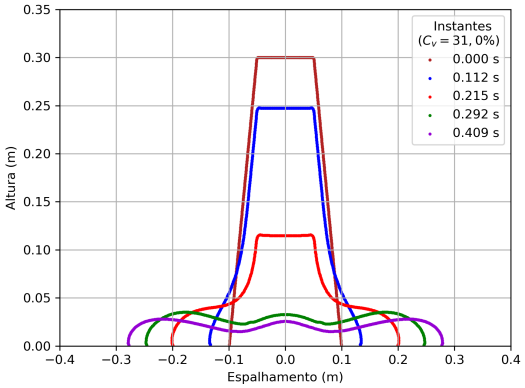
Figura A.3 – Desenvolvimento das interfaces entre fluido-teste e ar ao longo do tempo para o caso instantâneo.



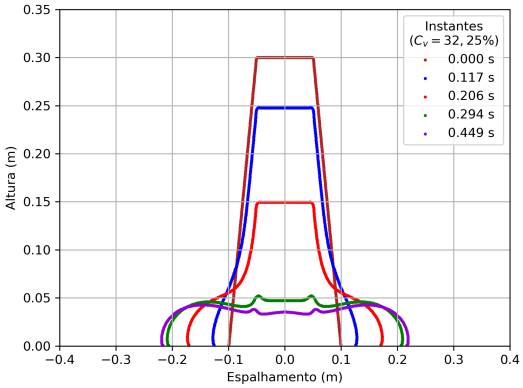
(a) Lama caulinítica $C_v = 27,5\%$



(b) Lama caulinítica $C_v = 30,0\%$



(c) Lama caulinítica $C_v = 31,0\%$



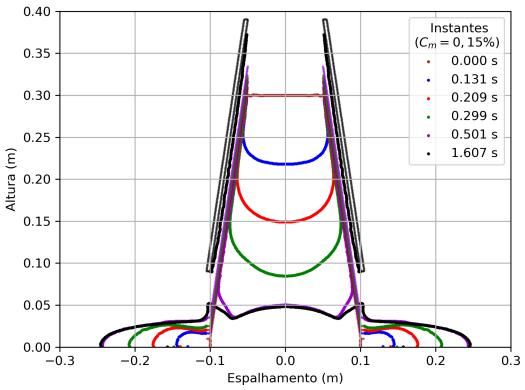
(d) Lama caulinítica $C_v = 32,25\%$

Fonte: Próprio autor.

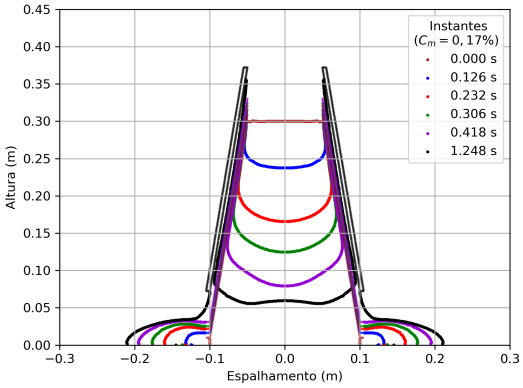
ANEXO B:
Contornos numéricos de superfície livre do *slump test* no caso gradual

Este Anexo mostra os contornos da interface fluido-teste/ar das simulações do *slump test* modeladas através do caso gradual. Todos os resultados das simulações com as concentrações de géis de carbopol e de lamas cauliníticas indicadas pela Tabela 4 são explorados.

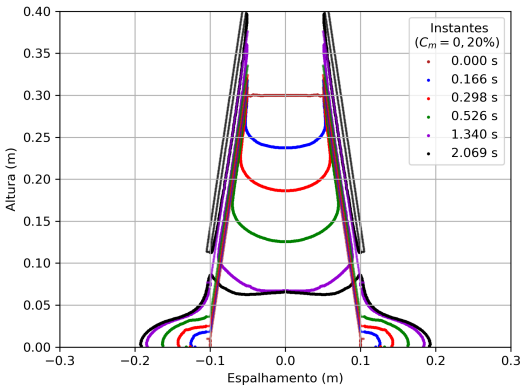
Figura B.1 – Desenvolvimento das interfaces entre fluido-teste e ar ao longo do tempo para o caso gradual.



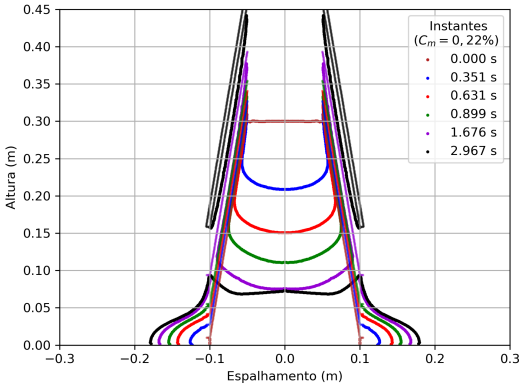
(a) Gel de carbopol $C_m = 0,15\%$



(b) Gel de carbopol $C_m = 0,17\%$



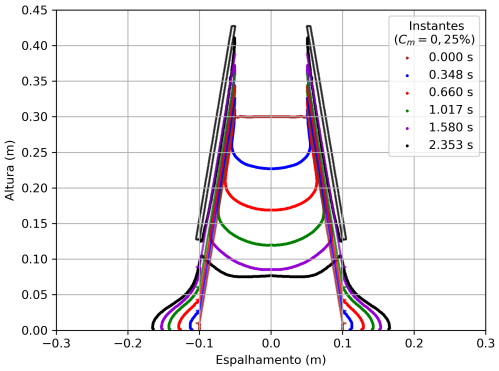
(c) Gel de carbopol $C_m = 0,20\%$



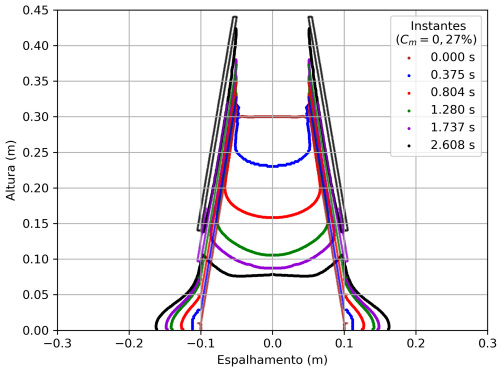
(d) Gel de carbopol $C_m = 0,22\%$

Fonte: Próprio autor.

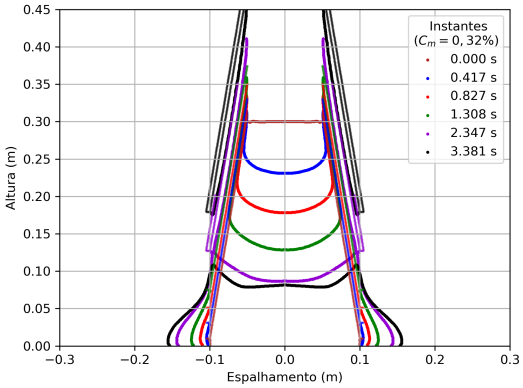
Figura B.2 – Desenvolvimento das interfaces entre fluido-teste e ar ao longo do tempo para o caso gradual.



(a) Gel de carbopol $C_m = 0,25\%$

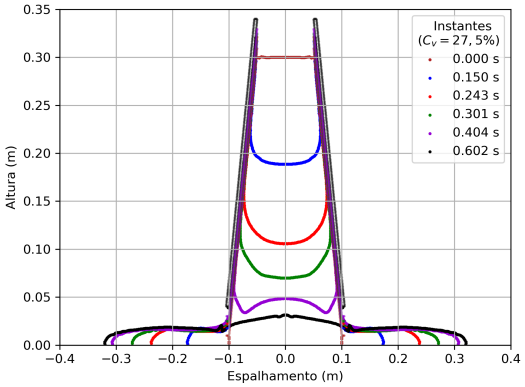


(b) Gel de carbopol $C_m = 0,27\%$

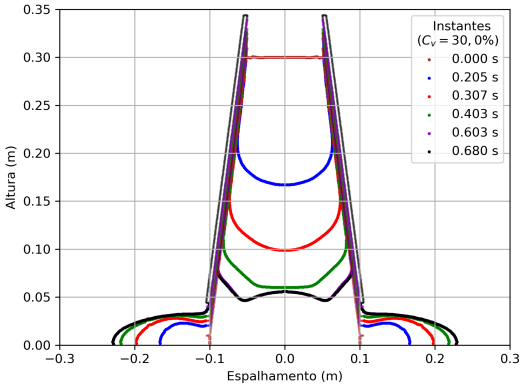


(c) Gel de carbopol $C_m = 0,32\%$

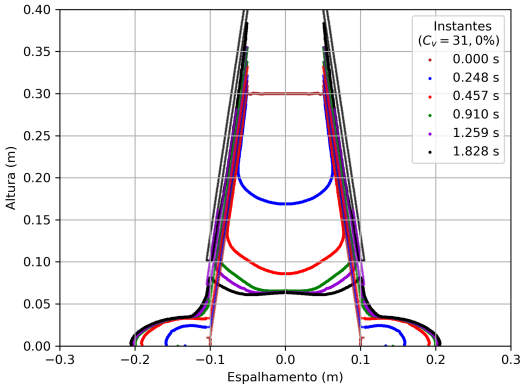
Figura B.3 – Desenvolvimento das interfaces entre fluido-teste e ar ao longo do tempo para o caso gradual.



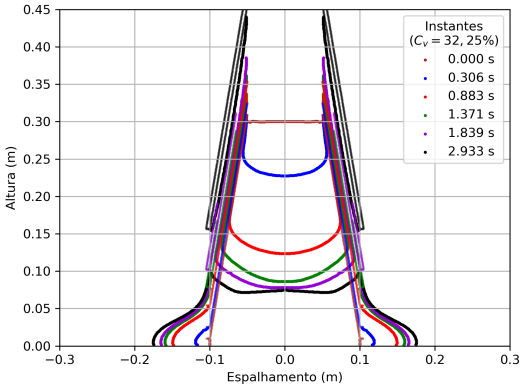
(a) Lama caulinítica $C_v = 27,5\%$



(b) Lama caulinítica $C_v = 30,0\%$



(c) Lama caulinítica $C_v = 31,0\%$



(d) Lama caulinítica $C_v = 32,25\%$

Fonte: Próprio autor.