

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ - UNIFEI
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**Otimização da Geometria do Sistema de Gases dos Fuzis
IMBEL IA2 Utilizando Métodos de Delineamento de
Experimentos Aplicados à Simulação CFD**

Rafael Corrêa Moraes

Itajubá, 23 de abril de 2026

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ - UNIFEI
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

Rafael Corrêa Moraes

**Otimização da Geometria do Sistema de Gases dos Fuzis
IMBEL IA2 Utilizando Métodos de Delineamento de
Experimentos Aplicados à Simulação CFD**

Dissertação submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica como parte dos requisitos para obtenção do Título de Mestre em Engenharia Mecânica.

Área de Concentração: Térmica, Fluidos e Máquinas de Fluxo

Orientador: Prof. Dr. Ramiro Gustavo Ramirez Camacho

**23 de abril de 2026
Itajubá**

**UNIVERSIDADE FEDERAL DE ITAJUBÁ - UNIFEI
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA MECÂNICA**

**Otimização da Geometria do Sistema de Gases dos Fuzis
IMBEL IA2 Utilizando Métodos de Delineamento de
Experimentos Aplicados à Simulação CFD**

Rafael Corrêa Moraes

Dissertação aprovada por banca examinadora em 30 de Março de 2026, conferindo ao autor o título de **Mestre em Engenharia Mecânica.**

Banca Examinadora:

Prof. Dr. Ramiro Gustavo Ramirez Camacho -
IEM/UNIFEI

Prof. Dr. Luiz Antonio Alcântara Pereira -
IEM/UNIFEI

Prof. Dr. André Luiz Tenório Rezende - IME

Prof. Dr. Gustavo Adolfo Roncero Rivas - UNILA

Prof. Dr. Thiago Junqueira Rezek - FEPI

Itajubá

2026

AGRADECIMENTOS

A realização deste trabalho só foi possível graças ao apoio, incentivo e contribuição de diversas pessoas e instituições.

Primeiramente, agradeço aos meus pais e minha irmã, pelo amor incondicional, pelo apoio constante e pela minha formação enquanto cidadão. Estendo minha gratidão a toda a minha família pelo carinho, pelas palavras de incentivo e pelo apoio ao longo de todos esses anos.

Um agradecimento muito especial à minha namorada, pelo companheirismo e apoio durante os momentos de dedicação a este trabalho.

Agradeço ao meu orientador pela disponibilidade, pela confiança depositada em mim e pelas valiosas contribuições ao longo de todo o desenvolvimento deste trabalho. Sua experiência e seus ensinamentos foram fundamentais para a condução desta pesquisa.

Agradeço à Universidade Federal de Itajubá (UNIFEI), pela formação acadêmica e pelos professores e colegas com o qual tive contato durante o desenvolvimento deste trabalho.

Por fim, agradeço à Indústria de Material Bélico do Brasil (IMBEL), pelo apoio institucional e pela contribuição para o desenvolvimento desta pesquisa.

A todos que, de alguma forma, contribuíram direta ou indiretamente para a realização deste trabalho, deixo aqui meu sincero agradecimento.

“A preocupação com o homem e seu destino deve sempre constituir o principal interesse de todo esforço técnico.”
(Albert Einstein)

RESUMO

Este trabalho apresenta um estudo de otimização da geometria do sistema de gases dos Fuzis IMBEL IA2, utilizando simulação numérica por Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD) associada a métodos de Delineamento de Experimentos (DOE). O sistema de automatismo do IA2, responsável por captar parte dos gases provenientes do cano e convertê-los em energia mecânica para a ciclagem do armamento, foi originalmente dimensionado de forma empírica. Considerando a inexistência de regulagem de gases no projeto atual e a necessidade de elevada confiabilidade em diferentes condições operacionais, torna-se fundamental compreender de forma detalhada os fenômenos transientes que ocorrem no interior do sistema.

Foram realizados ensaios experimentais com instrumentação do armamento por meio de transdutores de pressão, permitindo a obtenção das curvas reais de pressão no cano e no cilindro de gases. Adicionalmente, utilizou-se filmagem em alta velocidade para determinar a curva de deslocamento do impulsor do ferrolho ao longo do tempo. Esses dados experimentais serviram de base para validação de um modelo numérico bidimensional transiente, com malha dinâmica e acoplamento da equação de movimento da parede móvel no ANSYS Fluent.

Após a validação do caso base, aplicou-se um planejamento fatorial para avaliar a influência de parâmetros geométricos relevantes, no caso o diâmetro do orifício de tomada de gases e o comprimento inicial do Cilindro de Gases, sobre funções objetivo relacionadas à Pressão de Pico, Tempo de Pico e Impulso total fornecido ao sistema. Foi realizada a Análise de Variância e foram obtidas as superfícies de resposta para cada função objetivo, permitindo identificar os parâmetros de maior sensibilidade.

Por fim, foram propostas e avaliadas geometrias alternativas, incluindo a introdução de orifício de alívio e câmara de acúmulo de pressão. Os resultados indicam que é possível retardar e suavizar a curva de pressão no cilindro de gases, reduzindo a pressão de pico sem prejuízo ao impulso total necessário para o correto funcionamento do mecanismo. O estudo fornece subsídios técnicos para a otimização do sistema de automatismo dos fuzis IA2 e para o desenvolvimento de futuros armamentos pela IMBEL, contribuindo para o aumento da confiabilidade e para a redução de esforços experimentais durante o processo de projeto.

Palavras-chaves: Simulação CFD. Delineamento de Experimentos. Otimização geométrica. Cilindro de Gases.

ABSTRACT

This work presents a geometric optimization study of the gas system of the IMBEL IA2 rifles using Computational Fluid Dynamics (CFD) combined with Design of Experiments (DOE) methods. The IA2 operating system, responsible for diverting part of the propellant gases from the barrel and converting them into mechanical energy for weapon cycling, was originally dimensioned through empirical procedures. Considering the absence of gas regulation in the current design and the requirement for high reliability under different operational conditions, a detailed understanding of the transient flow phenomena inside the system becomes essential.

Experimental tests were conducted by instrumenting the rifle with pressure transducers, enabling the acquisition of real pressure curves inside the barrel and gas cylinder. High-speed camera recordings were also performed to determine the displacement–time curve of the bolt carrier. These experimental data were used to validate a two-dimensional transient numerical model with dynamic mesh and moving wall motion equation implemented in ANSYS Fluent.

After validation of the baseline configuration, a factorial design was applied to evaluate the influence of relevant geometric parameters, in this case gas port diameter and initial gas cylinder length, on objective functions related to peak pressure, peak time, and total impulse delivered to the system. An analysis of variance (ANOVA) was performed, and response surfaces were generated for each objective function, enabling the identification of the most influential parameters.

Finally, alternative geometries were proposed and assessed, including the addition of a relief orifice and a pressure accumulation chamber. The results indicate that it is possible to delay and smooth the pressure curve inside the gas cylinder, reducing peak pressure without compromising the total impulse required for proper cycling. The study provides technical support for the optimization of the IA2 gas operating system and for the development of future IMBEL firearms, contributing to improved reliability and reduced experimental effort during the design process.

Key-words: CFD Simulation. Design of Experiment. Geometric optimization. Gas cylinder.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1.1 – Comparação FAL vs IA2.	19
Figura 2.1 – Esquema de funcionamento da metralhadora UK-59.	25
Figura 2.2 – Sistema de automatismo do fuzil AK-47.	26
Figura 2.3 – Sistema de automatismo do fuzil AR-15.	27
Figura 2.4 – Sistema de automatismo do fuzil FAL.	28
Figura 2.5 – Sistema de automatismo do fuzil SCAR-H.	28
Figura 2.6 – Fuzil de Assalto 7,62 IA2 parcialmente desmontado.	29
Figura 2.7 – Vista em corte do cilindro de gases do IA2.	30
Figura 2.8 – Força de extração vs pressão máxima na câmara para três valores de pressão residual.	32
Figura 2.9 – Força de extração vs tensão de escoamento para três valores de pressão residual.	32
Figura 3.1 – Regiões do Tubo de choque.	38
Figura 4.1 – Fuzil instrumentado com os transdutores de pressão.	42
Figura 4.2 – Curvas de pressão exibidas pelo Software BWF 3000.	42
Figura 4.3 – Curvas de pressão exibidas pelo Software BWF 3000.	43
Figura 4.4 – Quadro da filmagem em câmera lenta da dinâmica do impulsor do ferrolho.	44
Figura 4.5 – Modelo 2D com malha.	48
Figura 4.6 – Curva de temperatura por tempo no interior do cano.	52
Figura 4.7 – Modelo utilizado na simulação numérica.	53
Figura 4.8 – Funções objetivo para a curva de pressão.	55
Figura 4.9 – Geometria com antecâmara no obturador do Cilindro de Gases.	56
Figura 5.1 – Pressão no cilindro de gases: CFD vs Experimental.	58
Figura 5.2 – Deslocamento da parede móvel do cilindro de gases: CFD vs Experimental.	60
Figura 5.3 – Velocidade na entrada vs tempo para o caso base.	61
Figura 5.4 – Fluxo de massa na entrada vs tempo para o caso base.	62
Figura 5.5 – Densidade na entrada vs tempo para o caso base.	62
Figura 5.6 – Pressão ao longo da linha média para cada intervalo de tempo.	63
Figura 5.7 – Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 0,01$ ms.	64
Figura 5.8 – Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 0,05$ ms.	65
Figura 5.9 – Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 0,15$ ms.	66
Figura 5.10–Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 0,25$ ms.	67
Figura 5.11–Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 0,5$ ms.	68
Figura 5.12–Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 1$ ms.	69
Figura 5.13–Curvas de pressão em todos os pontos de design.	71

Figura 5.14–Gráfico de Pareto para Tempo de Pico.	71
Figura 5.15–Gráfico de Pareto para Pressão de Pico.	72
Figura 5.16–Gráfico de Pareto para Impulso.	73
Figura 5.17–Gráfico de contorno das variáveis L e d com valores fixados para as funções objetivo.	74
Figura 5.18–Gráfico de contorno das variáveis L e d com valores fixados para as funções objetivo (Impulso -5%).	75
Figura 5.19–Comparativo das curvas de pressão.	76
Figura 5.20–Curva de pressão com e sem o orifício.	77
Figura 5.21–Fluxo de massa com e sem o orifício.	77
Figura 5.22–Curva de pressão com e sem a antecâmara.	78
Figura 5.23–Contorno de pressão comparativo em $t = 0,15$ ms.	79
Figura 5.24–Comparativo do Fluxo de massa na entrada.	80
Figura 6.1 – Geometria proposta para o Obturador do cilindro de Gases.	84

LISTA DE TABELAS

Tabela 4.1 – Resultados do estudo de convergência de malha.	48
Tabela 4.2 – Massa dos componentes do sistema.	49
Tabela 4.3 – Cálculo da constante de mola equivalente e carga inicial.	50
Tabela 4.4 – Propriedades do gás	53
Tabela 4.5 – Configuração do Delineamento de Experimentos	54
Tabela 5.1 – Análise de Variância para Tempo de Pico	70
Tabela 5.2 – Análise de Variância para Pressão de Pico	72
Tabela 5.3 – Análise de Variância	73
Tabela 5.4 – Resultados da otimização.	76

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ANOVA	Analysis of Variance
ANSYS	<i>Analysis Systems</i>
AISI	<i>American Iron and Steel Institute</i>
AUSM	Advection Upstream Splitting Method, esquema numérico para cálculo de fluxos em escoamentos compressíveis
CAD	<i>Computer-Aided Design</i> (Desenho Assistido por Computador)
CAEx	Campo de Provas da Marambaia, centro de avaliação e testes balísticos do Exército Brasileiro
CBC	Companhia Brasileira de Cartuchos
CFD	<i>Computational Fluid Dynamics</i> (Dinâmica dos Fluidos Computacional)
DOE	<i>Design of Experiments</i> (Delineamento de Experimentos)
FAL	<i>Fusil Automatique Léger</i> (Fuzil Automático Leve)
FI	Fábrica de Itajubá
IEM	Instituto de Engenharia Mecânica
IMBEL	Indústria de Material Bélico do Brasil
MUSCL	Monotonic Upstream-Centered Scheme for Conservation Laws, método de reconstrução de alta ordem para esquemas de volumes finitos
NATO	<i>North Atlantic Treaty Organization</i> (Organização do Tratado do Atlântico Norte)
RNG	<i>Renormalization Group</i>
SST	<i>Shear Stress Transport</i>
STANAG	<i>Standardization Agreement</i> (Acordo de Padronização da NATO)
UDF	<i>User Defined Function</i>
UNIFEI	Universidade Federal de Itajubá

LISTA DE SÍMBOLOS

Símbolos Latinos

a	Velocidade do som no gás
C	Número de Courant
c_p	Calor específico a pressão constante
c_v	Calor específico a volume constante
d	Diâmetro do orifício de tomada de gases
E	Energia total por unidade de massa
g	Aceleração gravitacional
h	Entalpia sensível
k	Condutividade térmica do fluido / Energia cinética turbulenta
K	Constante de mola equivalente
k_{eff}	Condutividade térmica efetiva
k_t	Condutividade térmica turbulenta
L	Comprimento inicial do cilindro de gases
M	Número de Mach
p	Pressão estática do fluido
P	Pressão no cilindro de gases
R_{gas}	Constante específica do gás
t	Tempo
T	Temperatura
u	Componente da velocidade na direção x
v	Componente da velocidade na direção y
x	Coordenada espacial horizontal / Deslocamento da face móvel do cilindro de gases

\ddot{x}	Aceleração da face móvel do cilindro de gases
y	Coordenada espacial vertical
y^+	Distância adimensional da primeira célula da malha à parede
Δt	Passo de tempo da simulação
Δx	Tamanho característico do elemento da malha

Letras Gregas

γ	Razão de calores específicos
μ	Viscosidade dinâmica do gás
μ_t	Viscosidade turbulenta
ρ	Densidade do gás
τ_{ij}	Componentes do tensor de tensões viscosas ($\tau_{xx}, \tau_{xy}, \tau_{yy}$)
Φ_v	Trabalho mecânico realizado pelas tensões viscosas
ω	Taxa específica de dissipação da energia cinética turbulenta

Subscritos

1	Região não perturbada do tubo de choque
2	Região atrás da onda de choque
4	Reservatório de alta pressão do tubo de choque
eff	Efetivo
t	Turbulento

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
1.1	Motivação e Justificativa	20
1.2	Objetivo Geral	22
1.3	Objetivos Específicos	22
1.4	Organização do Trabalho	22
2	FUZIS DE ASSALTO	24
2.1	Ciclo de funcionamento	24
2.2	Sistema de automatismo em fuzis consolidados	26
2.3	Sistema de automatismo do Fuzil de Assalto 7,62 IA2	29
2.4	A importância de suavizar o movimento do automatismo	30
2.5	Parâmetros do armamento que influenciam o automatismo	33
3	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	35
3.1	Simulação CFD de armamentos leves	35
3.2	Tubo de choque	37
4	METODOLOGIA	41
4.1	Análise experimental	41
4.1.1	Medição da curva de pressão no Cilindro de Gases	41
4.1.2	Medição da curva de deslocamento do impulsor	43
4.2	Simulação Numérica	45
4.2.1	Equações Governantes	45
4.2.1.1	Equação da Conservação da Massa	45
4.2.1.2	Equação da Conservação do Momento (Navier-Stokes)	45
4.2.1.3	Equação da Conservação da Energia	46
4.2.2	Modelo de Turbulência	46
4.2.3	Convergência de malha	48
4.2.4	Malha dinâmica	49
4.2.5	Condições de contorno	51
4.2.6	Configurações adicionais	52
4.3	Delineamento de Experimentos	53
4.4	Geometrias alternativas	55
5	RESULTADOS	57
5.1	Validação do caso base	57

5.1.1	Curva de pressão no cotovelo	57
5.1.2	Deslocamento do cilindro de gases	59
5.2	Análise dos resultados para o caso base	60
5.3	Delineamento de Experimentos	70
5.4	Geometrias Alternativas	76
5.4.1	Geometria com orifício de saída no cilindro de gases	76
5.4.2	Geometria com câmara para acúmulo de pressão	78
6	CONCLUSÃO	81
6.1	Trabalhos futuros	83
	REFERÊNCIAS	85
	APÊNDICES	87
	APÊNDICE A – UDF - PRESSÃO	88
	APÊNDICE B – UDF - TEMPERATURA	89
	APÊNDICE C – EQUAÇÕES DO TUBO DE CHOQUE	90

1 INTRODUÇÃO

Ao longo da história, o desenvolvimento das armas de fogo sempre esteve intrinsecamente relacionado com intensas mudanças econômicas e geopolíticas em escala mundial. Ainda no Século XIV, iniciou-se o desenvolvimento e difusão de arcabuzes e canhões portáteis, principalmente no continente europeu. Ellsworth (2010) destaca que o aparecimento dessas armas “representou uma inovação comparável ao advento do ferro na Antiguidade”.

No Século XV, sua introdução nas forças militares "perturbaria profundamente o equilíbrio de poder, primeiro dentro da Europa e depois no restante do mundo, dando origem à hegemonia ocidental que não foi eclipsada até os dias de hoje. Mudaria a própria natureza do Estado, fornecendo um poderoso impulso para a ascensão dos governos modernos e sua expansão inexorável até se tornarem os leviatãs do século XX.” (BOOT, 2007).

Com a evolução da metalurgia e da padronização de calibres, surgiram mosquetes e espingardas de pederneira nos séculos XVI e XVII, capazes de fornecer maior cadência e confiabilidade. Segundo Blackmore (1965), a adoção do mosquete como arma padrão não apenas redefiniu a infantaria europeia, mas também sustentou o processo colonial e a formação de impérios modernos. Trata-se, portanto, de um exemplo de como a tecnologia bélica esteve diretamente ligada à expansão geopolítica.

Durante o século XIX, a Revolução Industrial transformou a produção de armamentos. O cartucho metálico e as armas de repetição permitiram maior poder de fogo em intervalos curtos de tempo, o que era decisivo para os conflitos da época. Smith e Ezell (1983) observam que “o avanço do cartucho metálico representou o maior salto desde a invenção da pólvora, pois unificava projétil, propelente e espoleta em um único invólucro”. O Rifle de ação por alavanca Winchester 1873, por exemplo, ficou conhecido como "a arma que conquistou o Oeste", devido ao seu papel decisivo durante a expansão para o oeste nos EUA.

No fim do século, o automatismo passou a ser o objetivo central das inovações, com o surgimento de diversos protótipos capazes de disparar um grande número de projéteis em sequência. Hiram Maxim apresentou a primeira metralhadora plenamente funcional em 1884, cujo princípio de funcionamento consistia na utilização da energia de recuo do armamento em substituição à ação manual realizada pelo operador. A metralhadora Maxim foi determinante para a colonização do continente africano, oferecendo uma vantagem militar esmagadora para as potências colonizadoras. Durante a Primeira Guerra Mundial, ela também foi uma das maiores protagonistas da guerra de trincheiras.

A necessidade de mobilidade levou à criação de metralhadoras cada vez mais leves, até que em 1942 ocorreu a invenção do fuzil de assalto, quando a Alemanha nazista introduziu o Sturmgewehr 44. Chivers (2010) destaca: “o StG 44 provou que um fuzil poderia ser, ao mesmo

tempo, portátil, automático e eficaz no alcance real dos combates de infantaria”.

Poucos anos depois, o AK-47 de Kalashnikov consolidaria esse conceito em escala global, tornando-se um ícone político e militar durante a Guerra Fria. Sua robustez, simplicidade e baixo custo de produção facilitaram sua adoção por forças regulares e grupos insurgentes. Chivers (2010) mostra que a difusão desse fuzil alterou o equilíbrio em inúmeros conflitos, ao permitir que atores não estatais tivessem acesso a um poder de fogo antes restrito a exércitos. Indiretamente, a arma transformou-se em símbolo cultural, estampado em bandeiras, moedas e em movimentos revolucionários.

No Ocidente, a resposta veio nos anos 1960, com a adoção de calibres mais leves e plataformas como o M16 e o FAL. Ford (2017) observa que “a cultura militar de inovação ocidental privilegiou a modularidade e a integração de armas automáticas leves dentro de estruturas táticas flexíveis”. De acordo com a Escola De Material Bélico em sua cartilha Fuzil 7,62 FAL, o fuzil foi “adotado no Exército Brasileiro em substituição aos antigos fuzis e mosquetões de repetição de calibres 7 mm e .30. Foi adotado como arma portátil do combatente de qualquer arma, atendendo as necessidades de uniformização da munição, bem como da modernização do equipamento” (MACIEL, 2021).

A fabricação dos fuzis FAL para o Exército Brasileiro foi licenciada pela FN Herstal para a IMBEL - Fábrica de Itajubá, possibilitando a transferência de tecnologia para o Brasil. Ao longo das décadas, foram produzidas centenas de milhares de unidades na FI, inclusive com a criação de algumas versões com tecnologias mais modernas, como o trilho Picatinny e a coronha rebatível.

Em 2012, foi iniciado pela IMBEL, a pedido do Exército, o desenvolvimento do Fuzil IA2, sob o argumento de que um fuzil mais moderno seria necessário e que somente a modernização do FAL não atenderia as necessidades do Exército.

"Com 4,4 kg e 1,10 m de comprimento, o FAL foi desenvolvido após a Segunda Guerra Mundial (1939-1945), época em que os combatentes ficavam distantes um do outro [...]. O FAL foi desenvolvido para atingir alvos a até 600 metros. A guerra mudou, agora o combate é aproximado e em áreas urbanas, exigindo um fuzil mais prático, flexível. Nosso alvo é para até 300 metros com o IA2"(Stochero, G1, 2014).

Esse processo de modernização culminou no desenvolvimento da família de fuzis e carabinas IA2, que incluem as versões nos calibres 5,56 x 45 mm e 7,62 x 51 mm. Os fuzis e carabinas IA2 em calibre 5,56 x 45 mm foram desenvolvidos a partir da criação de uma plataforma totalmente nova, com mecanismos similares ao M-16 americano, enquanto os IA2 em calibre 7,62 x 51 mm seguem utilizando a plataforma do FAL, porém com mudanças significativas em relação ao projeto original.

Os principais objetivos que guiaram o desenvolvimento da família IA2 foram a redução do peso e das dimensões totais dos armamentos. Pode-se citar como exemplo a inclusão da

coronha rebatível, que permite uma redução significativa no comprimento do fuzil. Isso trouxe uma mudança importante: a mola recuperadora deixou de ficar alojada na coronha, como no FAL, para ficar posicionada na caixa da culatra, com comprimento, distância de trabalho e diâmetro externo muito mais restritos. Na outra ponta do fuzil, a ação tomada para ajudar a torná-lo mais compacto foi a diminuição do comprimento do cano. A Figura 1.1 mostra os armamentos lado a lado, permitindo visualizar a diferença de tamanho entre eles.



Figura 1.1 – Comparação FAL vs IA2.

O objeto de estudo deste trabalho contempla outra solução desenvolvida pela IMBEL - FI: o sistema de automatismo do fuzil. Assim como no FAL, esse sistema é responsável por captar parte dos gases provenientes do cano e utilizá-los para mover um êmbolo, que fornece energia suficiente para que as peças móveis possam realizar suas funções e preparar o armamento para o próximo disparo. Diferente do sistema utilizado no FAL, o sistema desenvolvido pela IMBEL não permite o ajuste da quantidade de gás que age no êmbolo, sendo composto apenas pelo obturador, cilindro de gases, mola e êmbolo. Essa decisão foi tomada a pedido do próprio Exército, considerando que o atirador comum frequentemente deixava o armamento mal regulado, o que poderia prejudicar seu funcionamento, sobretudo em situações de urgência.

Assim, o fuzil deve ser capaz de funcionar de maneira confiável em diversos cenários, sem a possibilidade de ajuste do mecanismo. No caso do FAL, por exemplo, caso houvesse acúmulo de sujeira nas peças móveis, bastaria aumentar a pressão dos gases agindo sobre o êmbolo, o que aumentaria a energia fornecida para essas peças e seria capaz de igualar o aumento das perdas por atrito. Da mesma forma, caso o atirador utilizasse uma munição com uma quantidade levemente maior de pólvora, aumentando a pressão dos gases no cano, bastaria reduzir a pressão dos gases no êmbolo para evitar que energia em excesso fosse fornecida às peças móveis.

Na época, o dimensionamento desse sistema foi feito de forma totalmente empírica, devido às limitações técnicas da IMBEL. Os parâmetros geométricos, a rigidez das molas e a

massa das peças móveis foram sendo definidos iterativamente, de modo a atender uma série de outros requisitos e permitir o correto funcionamento do fuzil. Apenas no fim do projeto foi realizado o ajuste fino do mecanismo de automação, a partir da variação do diâmetro do orifício de tomada de gases e do comprimento do cilindro de gases.

O problema dessa abordagem é que o funcionamento do mecanismo é altamente sensível a diversas variações de condições às quais ele estará sujeito. A realização de disparos com o fuzil limpo possui um comportamento diferente do que ocorre com o fuzil coberto de lama, areia ou sal, sujeito à baixas ou altas temperaturas e diferentes munições com diferentes cargas de pólvora. Durante a vida útil e os ensaios de avaliação do armamento, ele estará sujeito a todas essas condições.

1.1 Motivação e Justificativa

No mercado de armas atual, em que diversas empresas têm capacidade de produzir armas de fogo com equipamentos relativamente simples e de baixo custo, a otimização do design é essencial para que uma empresa se destaque frente às outras. Em suas ações de marketing, os maiores fabricantes de armas da atualidade costumam destacar os principais pontos fortes do seu produto, como nos exemplos abaixo, onde a Beretta apresenta seu novo Fuzil NARP e a SAKO apresenta seu novo fuzil ARG 40.

Da experiência centenária da Beretta surge uma plataforma avançada projetada para atender às necessidades das forças militares e de segurança modernas. Inteiramente concebida, desenvolvida e fabricada na Itália, a NARP foi projetada para aumentar e aprimorar cinco capacidades operacionais essenciais: letalidade, confiabilidade, ergonomia, modularidade e redução de assinatura (Beretta Defense Technologies, 2023).

Quando o frio castiga e a missão exige mais, a série Sako ARG 40 Gas Piston está pronta. Construída para o implacável norte, não é apenas um fuzil — é uma promessa de proteção (SAKO, 2025).

Ou seja, o mercado de armamentos leves hoje trabalha com vários pontos em comum que norteiam o desenvolvimento das armas mais recentes. Um dos principais fatores que todos os fabricantes têm em comum é a confiabilidade. Num mercado altamente competitivo, a confiabilidade é essencial para que um fuzil se destaque em meio a tantos outros. É necessário que o produto seja capaz de realizar milhares de disparos sem nenhuma falha. Em diversos requisitos operacionais de forças armadas ao redor do mundo, a ocorrência de duas falhas a cada mil disparos é considerada inaceitável.

Nesse contexto, hoje o Setor de Pesquisa da IMBEL-FI inicia o desenvolvimento de uma nova família de fuzis, cujo projeto é focado em modularidade, ergonomia e confiabilidade. Conforme explicado anteriormente, o desenvolvimento do sistema de automatismo próprio da

IMBEL foi realizado apenas por meio de tentativa e erro, até que se atingisse um ponto viável para o produto.

No entanto, hoje a IMBEL possui meios mais avançados para apoiar o projeto e otimização do sistema para seus armamentos atuais e futuros. Dessa forma, identifica-se a oportunidade de otimização do mecanismo, já que hoje se dispõe de meios muito mais avançados para realizar esse estudo, tais como câmara de alta velocidade, transdutores de pressão e softwares de simulação CFD (Computational Fluid Dynamics).

A filmagem em câmara de alta velocidade permite a obtenção das curvas de posição, velocidade e aceleração das peças móveis pelo tempo, sendo possível medir diretamente se há excesso ou falta de energia entregue às peças móveis pelo movimento do êmbolo do sistema de automatismo.

A instrumentação do fuzil com os transdutores de pressão permite a medição direta das curvas de pressão causadas pela queima da pólvora no interior do cano. Assim, é possível obter dados experimentais para as condições de entrada dos gases no sistema de automatismo. Caso contrário, somente seria possível obter essas curvas por meio de modelos matemáticos de balística interna, para os quais também seria necessário conhecer diversos parâmetros específicos da pólvora, estojo e projétil para as munições CBC, amplamente utilizadas em conjunto com as armas da IMBEL no Brasil. Esses dados muitas vezes são confidenciais ou desconhecidos.

A principal ferramenta disponível hoje para esse estudo é a simulação computacional (CFD), que permite analisar as propriedades locais do escoamento do fluido ao longo de todo o volume de controle.

O escoamento de gases no sistema de automatismo ocorre em regime altamente transiente e compressível, envolvendo gradientes de pressão elevados e interações complexas entre as geometrias do sistema. A compreensão detalhada desses fenômenos torna-se fundamental para o correto dimensionamento do mecanismo.

Dessa forma, é possível identificar onde ocorrem as principais perdas de carga, como variam as propriedades termodinâmicas dos gases ao longo do escoamento, como características geométricas do sistema afetam a curva de pressão no êmbolo etc. Assim, torna-se mais simples identificar oportunidades de melhoria para o sistema.

Basicamente, é necessário garantir que a curva de deslocamento do pistão em função do tempo seja capaz de garantir o funcionamento do sistema, mesmo em condições adversas, ao mesmo tempo em que sua operação não se torne demasiadamente violenta, levando à falhas de funcionamento e deterioração precoce do armamento. A otimização visa achatar a curva de pressão no interior do cilindro de gases, gerando uma aceleração menos brusca das peças móveis, ao passo que o impulso total fornecido pelos gases deve ser da mesma magnitude do projeto atual.

Dessa maneira, esse trabalho pretende fornecer um aporte teórico capaz de auxiliar o

processo de otimização do sistema de automatismo dos fuzis IA2 e o projeto de futuros fuzis pela IMBEL, economizando os recursos necessários durante o processo de desenvolvimento de novas plataformas e aumentando a confiabilidade dos armamentos do portfólio atual.

1.2 Objetivo Geral

O objetivo geral é explorar oportunidades de melhoria para o sistema de gases do Fuzil de Assalto IA2 da IMBEL, utilizando simulação numérica transiente e delineamento de experimento para compreender os fenômenos locais do escoamento e como variações na geometria afetam o desenvolvimento da curva de pressão na face do cilindro de gases.

1.3 Objetivos Específicos

- Obter a curva de deslocamento pelo tempo para o impulsor do ferrolho por meio da filmagem em alta velocidade;
- Obter as curvas de pressão reais no interior do cano e na região do cilindro de gases, por meio de transdutores de pressão instalados no armamento;
- Validar o resultado da simulação numérica com os dados experimentais obtidos;
- Obter as superfícies de resposta para os parâmetros selecionados, conforme os resultados obtidos com a simulação numérica em cada ponto de design;
- Analisar o efeito de determinadas alterações na geometria, utilizando os resultados obtidos com a simulação numérica;
- Propor alterações capazes de otimizar o design.

1.4 Organização do Trabalho

No primeiro capítulo, foi apresentada a introdução e contextualização do problema, justificando-se o motivo da realização desse trabalho.

No Capítulo 2, será melhor detalhada cada etapa do funcionamento do fuzil, assim como alguns fuzis populares serão mostrados e seus sistemas de automatismo discutidos. Serão explicados os fenômenos que afetam o fuzil durante o curto intervalo de tempo da análise, explicando a importância de suavizar a curva de pressão no Cilindro de Gases. Por fim, são apresentados e discutidos os parâmetros do armamento que afetam sua dinâmica de automatismo.

No Capítulo 3, é feita a revisão bibliográfica dos assuntos pertinentes. Inicialmente, são revisados diversos artigos onde se utiliza a simulação numérica aplicada à armas de fogo. Em

seguida, são revisadas as principais equações fundamentais utilizadas no estudo de tubos de choque.

No Capítulo 4, é detalhada a metodologia utilizada para a realização dos ensaios experimentais, envolvendo a filmagem em alta velocidade de alguns disparos do armamento e a instrumentação do cano com transdutores de pressão. Em seguida são expostas as condições de contorno, aspectos da malha, equação de movimento da parede móvel e modelos utilizados na simulação CFD para a geometria original do sistema de gases. São definidas as variáveis de entrada utilizadas no Delineamento de Experimento, quais os pontos de design e quais as funções objetivo. Por fim, com base em outros fuzis modernos, são propostas algumas alterações da geometria original.

No Capítulo 5, são expostos e comparados os resultados obtidos nos ensaios experimentais e na simulação do caso base. A partir da validação do caso base, é realizada a obtenção da curva de resposta correspondente à variação de dois dos principais parâmetros da geometria. Também são explorados os efeitos causados por cada configuração alternativa proposta para a geometria do sistema. Por fim, a geometria ótima proposta é simulada e comparada aos resultados do caso base.

Os Apêndices A e B trazem o código em linguagem C utilizado para a compilação das UDFs de pressão e temperatura, respectivamente, no Ansys Fluent. O Apêndice C traz o código em linguagem Python utilizado para o cálculo das equações do tubo de choque, incluindo número de Mach, pressão e densidade em cada região.

2 FUZIS DE ASSALTO

Um fuzil de assalto é uma arma de fogo militar de porte individual, projetada para combates de curta a média distância, que se destaca principalmente por utilizar munição de calibre intermediário (mais potente que a de uma pistola, mas com menor alcance que a de um fuzil tradicional de longo alcance) e possuir a capacidade de fogo seletivo. Essa característica técnica permite ao atirador alternar rapidamente entre os modos semiautomático (um disparo a cada acionamento do gatilho) e automático (múltiplos disparos contínuos). Geralmente alimentados por carregadores destacáveis que comportam cerca de trinta munições, esses fuzis combinam leveza, mobilidade e um alto volume de fogo, o que os consolidou como o armamento padrão das forças de infantaria em praticamente todo o mundo desde o final da Segunda Guerra Mundial.

Do ponto de vista da engenharia mecânica, o funcionamento de um fuzil automático envolve fenômenos complexos de balística interna, dinâmica de mecanismos e escoamento compressível de gases em regime altamente transiente. O sistema de automatismo, responsável pela ciclagem do armamento após cada disparo, constitui um subsistema particularmente sensível às condições termodinâmicas dos gases e às características geométricas do sistema de tomada de gases.

2.1 Ciclo de funcionamento

De acordo com material do *National Institute of Justice* (2023), qualquer arma de fogo deve seguir as seguintes etapas durante o ciclo de funcionamento:

- **Alimentação:** É o processo de inserção dos cartuchos no interior do receptor da arma. O ferrolho empurra o cartucho em direção à sua posição final, podendo ser realizado manualmente ou através de carregadores e fitas.
- **Carregamento:** Consiste na inserção completa do cartucho dentro da câmara. Qualquer obstrução ou uso de munição incorreta nesta etapa pode causar falhas críticas ou acidentes por excesso de pressão.
- **Trancamento:** O mecanismo do ferrolho trava o cartucho firmemente na posição antes do disparo. Este selamento é essencial para garantir que a energia gerada pela combustão da pólvora seja direcionada apenas para o cano, protegendo o atirador.
- **Disparo:** Ocorre quando o gatilho é acionado, liberando o percussor para atingir a espoleta do cartucho. A energia mecânica da mola do cão impulsiona o percussor, iniciando a combustão química da pólvora.

- **Obturação:** É a vedação dos gases sob alta pressão para evitar que escapem pelas frestas do mecanismo. O estojo expande-se contra as paredes da câmara e o projétil veda o raiamento do cano durante a passagem.
- **Destrancamento:** Representa o processo inverso ao trancamento, liberando o ferrolho após a pressão na câmara cair. Geralmente ocorre em conjunto com o início do movimento de extração do estojo deflagrado.
- **Extração:** Retira o estojo vazio da câmara de tiro após a deflagração da munição. Uma garra extratora prende-se ao aro ou virola do estojo para puxá-lo para fora conforme o mecanismo recua.
- **Ejeção:** O estojo extraído atinge um ressalto chamado ejetor, que o impulsiona para fora da arma. Este movimento libera o espaço no receptor para que um novo ciclo de alimentação possa começar.
- **Engatilamento:** A mola do cão ou do percussor é comprimida e travada novamente na posição de prontidão. Este passo prepara o mecanismo de disparo para uma nova execução assim que o gatilho for liberado.

Cada tipo de armamento possui determinada disposição construtiva com o objetivo de realizar cada uma das etapas de funcionamento descritas. A Figura 2.1 abaixo traz um esquema utilizado por Tien et al. (2022) para representar os principais componentes da metralhadora UK-59. A partir desse esquema, pode-se entender a função de cada componente típico de um fuzil automático moderno.

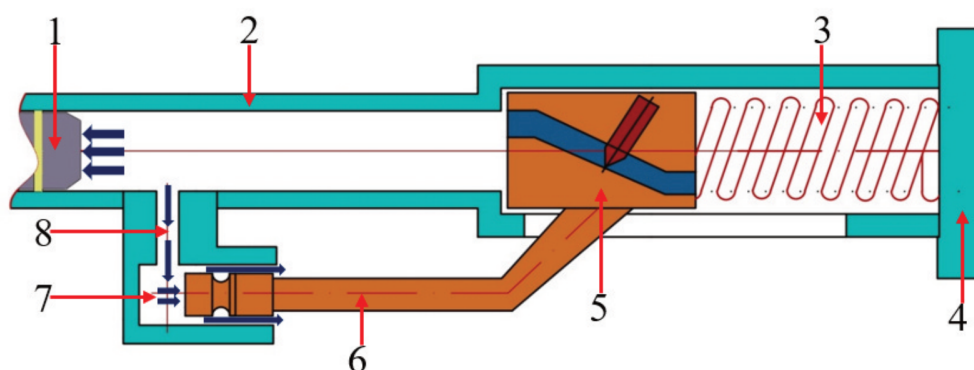


Figura 2.1 – Esquema de funcionamento da metralhadora UK-59. 1 - Projétil; 2 - Cano; 3 - Mola recuperadora; 4 - Caixa da Culatra; 5 - Conjunto Impulsor do Ferrolho/Ferrolho; 6 - Êmbolo; 7 - Cilindro de Gases; 8 - Orifício de tomada de gases. Fonte: (TIEN et al., 2022).

A **Alimentação**, **Carregamento** e **Trancamento** ocorrem enquanto a Mola Recuperadora (3) age sobre o Conjunto Impulsor do Ferrolho (5). Após a realização do **Disparo** por meio

do acionamento do Gatilho, ocorre a **Obturação** do estojo e o Projétil (1) se desloca ao longo do Cano (2). Parte dos gases presentes no interior do cano fluem através do Orifício de tomada de gases (8) até o Cilindro de Gases (7), onde a pressão se eleva e impulsiona o Êmbolo (6) e o Conjunto do Impulsor do Ferrolho (5) em direção à retaguarda, o que fornece energia suficiente para as etapas de **Destrancamento**, **Extração**, **Ejeção** e **Engatilhamento**.

2.2 Sistema de automatismo em fuzis consolidados

Antes de descrever em detalhes o sistema de automatismo dos fuzis IA2, é conveniente explorar o sistema de automatismo de outros armamentos consagrados, observando suas características e comparando-as com as do IA2.

Primeiramente, podemos observar o sistema de automatismo do fuzil AK-47, um dos armamentos mais populares do mundo. O mecanismo pode ser visto na Figura 2.2.



Figura 2.2 – Sistema de automatismo do fuzil AK-47. Fonte: (GUNS, 2025).

Pode-se observar algumas características do sistema desse fuzil que diferem do sistema do IA2, como por exemplo o êmbolo e o impulsor do ferrolho, que constituem uma peça única nessa plataforma. Essa disposição construtiva é chamada de "*long-stroke piston*". Esse design torna o sistema mais simples e robusto; entretanto, a maior massa móvel tende a reduzir a precisão do armamento.

Além disso, vale observar que o furo que conecta o cano ao cilindro de gases é inclinado em sentido contrário ao deslocamento dos gases no interior do cano. Há diversos argumentos para isso: redução do acúmulo de fuligem, redução da erosão do orifício de evento, diminuição do comprimento do êmbolo, diminuição da influência da velocidade dos gases dentro do cano etc. Contudo, esses argumentos surgem muito tempo depois da invenção do armamento, a partir

de conhecimento empírico, de modo que ainda faltam estudos acadêmicos que comprovem a veracidade dessas afirmações.

A Figura 2.3 mostra outro fuzil extremamente popular: o AR-15. O sistema de automatismo desse armamento difere do sistema do IA2, sendo designado como um sistema de impacto direto dos gases ("*direct impingement*"). Isso ocorre porque, nessa plataforma, os gases que adentram o orifício de evento percorrem uma longa distância em direção à retaguarda por meio de um tubo, até atingir uma face localizada diretamente no impulsor do ferrolho. A principal vantagem desse design consiste na redução da massa móvel e na menor interferência no movimento do cano durante o disparo, ao passo que a maior desvantagem consiste no acúmulo de fuligem dentro do impulsor do ferrolho, o que eventualmente pode prejudicar o funcionamento do fuzil.

Apesar de ser um sistema um pouco diferente do IA2, ele é mostrado aqui devido à abundância de estudos científicos realizados a partir dessa plataforma, servindo como referência para esse estudo.



Figura 2.3 – Sistema de automatismo do fuzil AR-15. Fonte: (RITTMAN, 2025).

Na Figura 2.4 é mostrado o fuzil FAL, adotado por diversos países do ocidente nos anos 1960, incluindo o Brasil, que ainda o utiliza até hoje. Inclusive o Fuzil de Assalto 7,62 IA2 da IMBEL utiliza a mesma plataforma do FAL, aproveitando diversos componentes do armamento original. No entanto, a região do sistema de automatismo é diferente daquele utilizado no FAL. Conforme ilustrado na Figura 2.4, o sistema do FAL consiste somente do orifício de evento e do êmbolo, com um volume inicial bastante reduzido.

Vale notar também que o FAL permite o ajuste do sistema, por meio de um anel regulador com furos de diversos diâmetros, que podem ser posicionados em alinhamento ao sistema conforme ele é girado. Esses orifícios dispensam parte dos gases admitidos assim que o pistão começa a se mover, ou seja, ao mesmo tempo em que a pressão na face do pistão se eleva, parte dos gases são dispensados para o ambiente. Outra observação pertinente é a de que o cano do FAL é quase 200 mm mais longo do que o cano do IA2, de modo que o bloco do cilindro de

gases é posicionado mais distante da câmara. O resultado é a diminuição do pico de pressão que adentra o orifício de admissão dos gases.

A disposição construtiva do FAL é do tipo "*short-stroke piston*", já que o êmbolo e o impulsor do ferrolho são peças distintas, e o êmbolo ocupa toda a distância longitudinal entre o orifício de tomada de gases e o impulsor do ferrolho. Nesse tipo de armamento, há menos massa se deslocando a cada disparo, o que favorece a precisão, mas torna o sistema menos robusto.

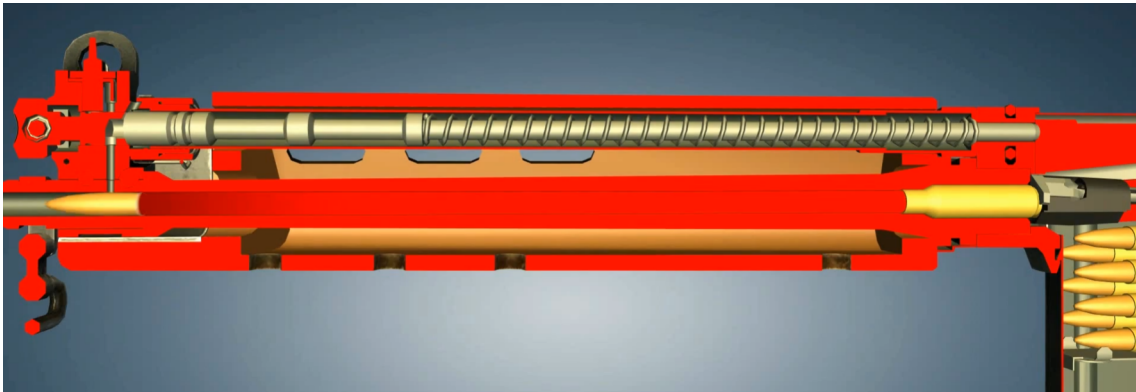


Figura 2.4 – Sistema de automatismo do fuzil FAL. Fonte: (ECHOZERO, 2025).

Na Figura 2.5, podemos observar o sistema de gases de um fuzil bem mais moderno, o SCAR-H da FN. É interessante notar algumas diferenças em relação ao sistema do IA2: a área da cabeça do êmbolo é significativamente maior, permitindo uma redução na força resultante. Não há uma mola de retorno do êmbolo, o que diminui a pré-carga e faz com que ele retorne à posição inicial por meio do impacto do próprio impulsor do ferrolho ao atingir a posição de trancamento. O obturador de gases possui alguns ajustes com orifícios de diferentes tamanhos, podendo ser rotacionado para alinhá-los ao sistema e regular a vazão dos gases que atingem o pistão.



Figura 2.5 – Sistema de automatismo do fuzil SCAR-H. Fonte: (PACEM, 2025).

A partir da exploração dos designs de algumas armas similares aos fuzis IA2, é possível levantar algumas possibilidades de melhoria para o sistema atual, tais como a utilização do orifício inclinado, a exclusão da mola do êmbolo (reduzindo a quantidade de peças), o aumento da área do êmbolo, a possibilidade de se utilizar algum ajuste no obturador do cilindro de gases para regular a vazão, o aumento do volume inicialmente disponível no cilindro de gases etc. Dessa forma, podem ser identificadas algumas possibilidades de alteração do sistema do IA2, mantendo-se em mente que existem ainda inúmeros outros requisitos para os outros subsistemas dentro do fuzil.

2.3 Sistema de automatismo do Fuzil de Assalto 7,62 IA2

Após explorar alguns designs consolidados, podemos agora esclarecer exatamente como funciona o sistema de automatismo e quais os seus componentes para o caso específico do IA2. A Figura 2.6 mostra o fuzil sem o guarda-mão e a tampa da caixa da culatra, permitindo visualizar a parte interna do Fuzil de Assalto 7,62 IA2.



Figura 2.6 – Fuzil de Assalto 7,62 IA2 parcialmente desmontado.

O Obturador do cilindro de gases aparece em amarelo. Essa peça é responsável por conduzir os gases provenientes do orifício de tomada de gases até o cilindro de gases, evitando vazamento de gás e consequente queda de pressão por meio de fabricação com tolerâncias apertadas e o uso de selo labirinto. Além disso, essa peça permite não utilizar o sistema de automatismo, bastando girá-la em 180° para bloquear o orifício de tomada de gases.

O cilindro de gases está destacado em vermelho. Confeccionado em aço AISI 4150, ele é responsável por resistir a alta temperatura e pressão, transformando a pressão em sua face interna em movimento, se deslocando apenas longitudinalmente enquanto é guiado pelo obturador do cilindro de gases. Ao atingir determinado deslocamento, os orifícios no cilindro de gases permitem a vazão do gás para o ambiente, causando rápida despressurização.

Em verde na imagem aparecem o Êmbolo do Cilindro de Gases e a mola do êmbolo do cilindro de gases. O êmbolo é o responsável por transmitir o movimento do cilindro de gases para o impulsor do ferrolho, enquanto a mola realiza a força necessária para retornar o êmbolo

para sua posição original, além de absorver uma pequena parcela da energia proveniente do cilindro de gases.

Em azul está o Impulsor do Ferrolho, responsável por abrigar diversos componentes essenciais para o armamento, tais como percussor, ferrolho e extrator. Ao se movimentar à retaguarda, o impulsor do ferrolho realiza o destrancamento do ferrolho, a extração e ejeção do estajo usado. Ao se movimentar à frente, ele alimenta a próxima munição na câmara e realiza o trancamento do ferrolho.

Por fim, em rosa está destacada a Mola Recuperadora do armamento, responsável por absorver uma pequena parte da energia cinética do sistema enquanto o impulsor vem à retaguarda, mas principalmente por fornecer a força necessária para empurrar o impulsor do ferrolho em direção ao trancamento, preparando o próximo disparo.

Na Figura 2.7, é possível observar a vista em corte longitudinal do Obturador do Cilindro de Gases, do Cilindro de Gases e do Êmbolo. Nela, fica claro que o obturador é uma peça fixa, enquanto o cilindro de gases e o êmbolo são peças móveis, deslocando-se longitudinalmente quando submetidos à pressão na face interna do cilindro de gases. Na imagem também é mostrada a posição do orifício de tomada de gases.

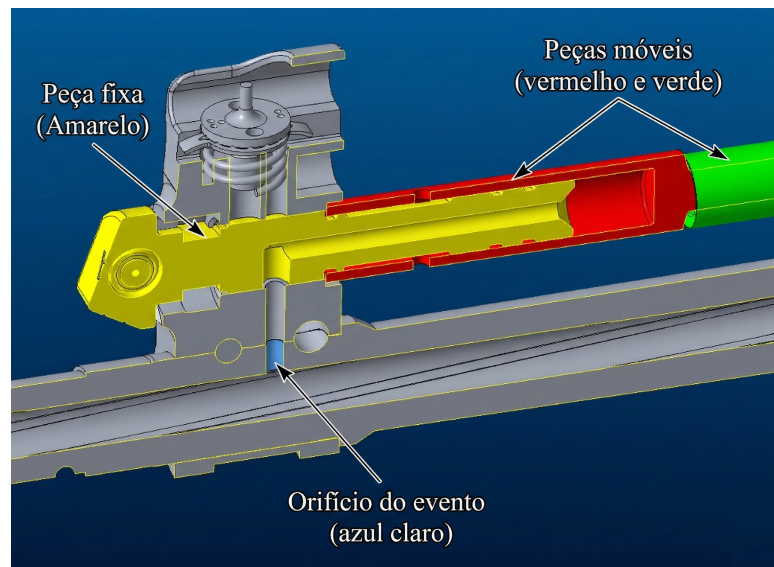


Figura 2.7 – Vista em corte do cilindro de gases do IA2.

2.4 A importância de suavizar o movimento do automatismo

Foi apontado anteriormente o objetivo de suavizar a curva de pressão, diminuindo a pressão de pico e retardando o aumento da pressão no cilindro de gases. Em termos simples, deseja-se que o mecanismo opere de maneira mais suave, porém com a mesma confiabilidade. No entanto, durante a operação do armamento, existem diversos fatores que podem afetar a dinâmica do mecanismo e o desempenho do fuzil.

Caso a pressão no cilindro de gases seja elevada muito rapidamente, as peças do mecanismo irão iniciar seu movimento antes do momento ideal. O êmbolo inicia seu deslocamento, empurrando o impulsor e destrancando o ferrolho enquanto o interior do cano ainda está sob pressão. Nesse caso, o que geralmente ocorre é a falha de extração, já que a força realizada pelo extrator é incapaz de superar as forças que atuam em sentido contrário.

O operador do armamento terá que remover o carregador, checar se há alguma munição solta no interior do armamento, para então trancá-lo, extrair o estajo manualmente - o que pode exigir bastante força - e finalmente inserir o carregador e trancar o ferrolho, só então estando pronto para voltar a utilizar o fuzil. Em determinadas situações, tal falha é totalmente inaceitável.

A força necessária para extrair o estajo varia com o tempo, dependendo de diversos fatores. Gordon (1973) realiza um estudo paramétrico de quais fatores afetam a força necessária para extração do estajo, levando em consideração:

- Folga inicial entre estajo e câmara;
- Pressão máxima no interior do estajo;
- Limite de escoamento do material do estajo;
- Coeficiente de atrito entre o estajo e a câmara;
- Elasticidade da câmara;
- Encruamento do latão do estajo.

A Figura 2.8 ilustra o comportamento da força de extração versus a pressão de pico na câmara, para três valores de pressão residual na câmara no momento da extração. A Figura 2.9 mostra as curvas de força de extração versus tensão de escoamento do material do estajo.

Pode-se notar que diversos desses fatores dependem da munição, de modo que há variações entre cada fabricante de munição. Ainda assim, é esperado que o fuzil consiga operar dentro de toda essa faixa de variação da força de extração.

É possível notar como a força de extração é bastante sensível principalmente ao material do estajo e à quantidade de pólvora colocada na munição, que impactará a pressão na câmara. Os diferentes valores de pressão residual também ilustram como essas curvas se comportam ao longo do tempo. As pressões residuais de 1 e 2 ksi apresentadas equivalem a um intervalo de tempo de cerca de 0,3 milissegundos conforme a curva de pressão no cano.

Ou seja, para que o armamento seja capaz de operar de maneira confiável, o mecanismo do automatismo deverá fornecer energia suficiente ao impulsor do ferrolho para extrair os estajos mesmo nos piores casos. Ainda assim, após a extração do estajo e o rearme do martelo, é

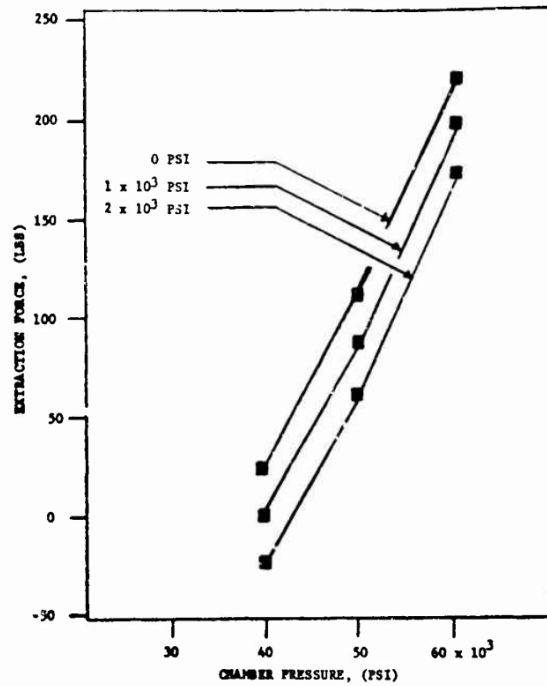


Figura 2.8 – Força de extração vs pressão máxima na câmara para três valores de pressão residual. Fonte: (GORDON, 1973).

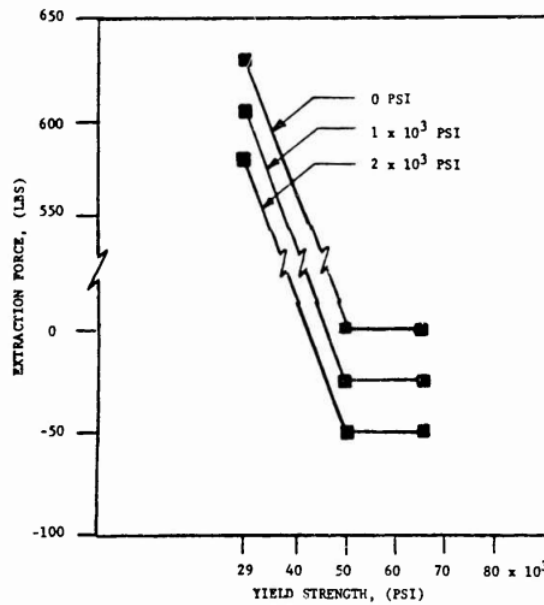


Figura 2.9 – Força de extração vs tensão de escoamento para três valores de pressão residual. Fonte: (GORDON, 1973).

desejável que a energia restante no impulsor seja completamente absorvida pela mola recuperadora, de modo a evitar o impacto do impulsor no fundo da caixa da culatra.

Idealmente, a curva de pressão no cilindro de gases deve ser atrasada o máximo possível, permitindo a redução da pressão no interior do cano e reduzindo a força necessária para extração

do estojo. Assim, toda a energia do mecanismo de automatismo pode ser reduzida sem prejuízo ao armamento.

Além disso, a introdução de um intervalo um pouco maior antes do destrancamento ajuda a manter o armamento limpo por mais tempo, já que uma extração prematura permitirá o acúmulo de fuligem no interior do armamento devido à presença de pólvora ainda não totalmente queimada no momento da extração.

Outra questão conhecida em relação à elevação excessivamente rápida da pressão no cilindro de gases é a degradação da precisão do armamento. Isso se deve ao fato de que, quando os gases começam a adentrar o orifício de evento, o projétil ainda está dentro do cano. É necessário que ele saia do cano e se distancie da boca do cano antes que as peças do fuzil comecem a se mover, mantendo a direção do projétil a mais próxima possível da posição determinada pelo atirador no momento do disparo. Caso contrário, a aplicação de forças externas pode impactar o padrão de vibração do cano e gerar pontos de impacto mais dispersos no alvo.

Tratada a questão relativa ao tempo, é necessário abordar também a questão da energia total entregue ao impulsor. Mesmo que a curva de pressão seja atrasada, caso haja pressão excessiva no cilindro de gases, a ciclagem do armamento ocorrerá de maneira mais violenta, aumentando o impacto no ombro do atirador (reco sentido) e conseqüentemente reduzindo a precisão do armamento. No longo prazo, o excesso de energia pode acelerar a degradação das peças móveis. Um fuzil operando nessa condição terá sua vida útil reduzida. É comum que um armamento, ao realizar milhares de disparos, comece a apresentar falhas de funcionamento devido à fadiga das molas e fraturas em algumas peças sujeitas a esforços maiores, como o ferrolho, percussor e extrator, por exemplo.

Por outro lado, há também a possibilidade de que a pressão no sistema de gases seja subdimensionada. Isso representa um risco grave de falhas de funcionamento, já que o sistema de automatismo pode ser incapaz de funcionar corretamente durante uma grande quantidade de disparos. A probabilidade de ocorrência de alguma pane passa a ser cada vez maior, conforme o armamento tenha maior acúmulo de fuligem.

Em suma, o objetivo de se retardar e suavizar a curva de pressão advém da hipótese de que isso poderá reduzir a força de extração, a vibração do cano, o desgaste das peças móveis, o acúmulo de fuligem, o reco sentido e a incidência de falhas de funcionamento.

2.5 Parâmetros do armamento que influenciam o automatismo

No armamento, os parâmetros passíveis de alteração para a otimização da curva de pressão no cilindro de gases são:

- A posição do orifício de tomada de gases ao longo do cano - Como há variação da pressão de pico atingida em cada posição ao longo do comprimento do cano, o posicionamento

do orifício dita qual vai ser a curva de pressão presente na entrada do sistema de gases;

- O diâmetro do orifício de tomada de gases - Como o problema envolve a passagem de gás a altas temperaturas por um pequeno orifício, após o qual ocorrem recirculação e há uma geometria que causa uma mudança abrupta na direção do escoamento, o diâmetro do orifício apresenta grande influência no fluxo de massa e na característica dinâmica do escoamento dos gases nessa região crítica.
- Diâmetro dos canais por onde passa o gás - Como o gás passa por esses canais com velocidade e temperatura bastante elevadas, seu diâmetro também possui influência na dinâmica do escoamento;
- Volume disponível no cilindro de gases - A maior parte do volume disponível para ser preenchido pelos gases está no cilindro de gases, portanto esse volume possibilita o ajuste do tempo entre o momento em que os gases começam a entrar no orifício de tomada de gases e o momento em que o pistão começa a se deslocar;
- Diâmetro interno do cilindro de gases - Influencia a área sobre a qual a pressão no cilindro de gases atua, ditando a força resultante no pistão;
- Massa das peças móveis;
- Rigidez das molas recuperadoras e do êmbolo.

Durante o desenvolvimento dos diversos modelos dos fuzis IA2, a IMBEL até então adotava como prática modificar a posição do orifício de evento ao longo do cano, o diâmetro do orifício de evento e o volume disponível no cilindro de gases. Para a realidade da IMBEL, essas são as modificações que podem ser mais facilmente realizadas para permitir o ajuste fino do mecanismo de automatismo.

3 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Devido à natureza empírica do design de armamentos, a literatura científica a respeito de simulações numéricas para o sistema de automatismo é relativamente escassa. É possível encontrar trabalhos correlatos sobre a balística interna do armamento. Além disso, outra fonte bibliográfica com escopo bastante similar é relativa aos tubos de choque, onde o escoamento compressível e transiente possui características similares às do sistema de automatismo de armas de fogo.

3.1 Simulação CFD de armamentos leves

No desenvolvimento de novos armamentos, os parâmetros que afetam a sua dinâmica são determinados de forma predominantemente empírica. Dessa forma, a literatura a respeito do cálculo teórico desses parâmetros é relativamente escassa. Ainda assim, podem ser encontrados trabalhos que buscam estimar de maneira analítica e/ou numérica o desempenho de determinadas configurações de geometria do cano (balística interna) e do sistema de gases. Os fenômenos que ocorrem no interior do Cilindro de Gases envolvem escoamentos compressíveis altamente transientes, frequentemente caracterizados pela presença de ondas de choque, gradientes elevados de pressão e temperatura e interação com superfícies sólidas móveis.

De acordo com Rocha (1968), o método mais utilizado para determinar o diâmetro do orifício de tomada de gases nos testes iniciais de um armamento é começar com um diâmetro excepcionalmente pequeno e aumentá-lo gradativamente, enquanto é medida a curva de posição por tempo do pistão ou conjunto impulsor do ferrolho. As diversas variáveis, de um armamento para outro, relacionadas às características do propelente, razão de massas, momentos de inércia, atrito e geometria das superfícies que guiam o conjunto impulsor do ferrolho deixam os cálculos iniciais sujeitos a erros nos valores assumidos, de modo que, com limitações, o processo de tentativa e erro é geralmente empregado.

Ainda nos anos 1970 o exército americano, por meio do Laboratório de Pesquisa Balística, começou a desenvolver alguns estudos teóricos nesse sentido. Spurk (1970) desenvolveu um conjunto de equações com base na termodinâmica e na mecânica dos fluidos aplicado ao sistema de gases do Fuzil M-16, dividindo a geometria de interesse, por onde passam os gases, em diversas regiões e analisando-as separadamente. O autor comenta que, naquela época, ainda não estavam disponíveis os recursos computacionais necessários para simular fenômenos como a difração e reflexão das ondas de choque, alguns efeitos viscosos do fluido e a transferência de calor do fluido para as regiões adjacentes. Spurk (1970) utiliza em seu trabalho diversos coeficientes de correção empíricos para aproximar esses fenômenos. Por fim, é realizada a comparação

dos resultados obtidos analiticamente com os resultados experimentais, encontrando uma boa concordância entre eles. Esse trabalho já traz a noção de que, nos instantes iniciais, o problema se assemelha ao tubo de choque.

Werner (1971) utiliza as equações de Spürk (1970) para realizar um estudo experimental com o Fuzil M-16, variando parâmetros como a temperatura inicial do cano, a área do orifício de tomada de gases, a quantidade de vazamento de gás etc. Ele demonstra que, na maior parte dos casos, o modelo teórico utilizado fornece resultados bastante próximos aos obtidos experimentalmente. É então concluído que os parâmetros que afetam de forma mais intensa o funcionamento do sistema de gases são a área do orifício de tomada de gases, o volume inicial do cilindro de gases e a área efetiva do pistão no sistema de gases.

Com o passar do tempo, o avanço computacional permitiu que os fenômenos mais complexos envolvidos nesse tipo de modelagem pudessem começar a ser também simulados. Kontis et al. (2009) utilizam simulação CFD para determinar a temperatura necessária na câmara para atingir o efeito de “cook-off”, ou seja, e deflagração espontânea de uma munição devido ao calor residual na câmara. São realizadas medições de temperatura experimentais, mostrando boa concordância com os dados obtidos na simulação. Esse trabalho apresenta curvas obtidas para a temperatura do cano e o coeficiente de transferência de calor pela posição longitudinal do cano.

Cronemberger et al. (2014) examinam teórica e experimentalmente as curvas de balística interna para o calibre 7,62 x 51 mm. São utilizados três modelos teóricos em seu trabalho: o método de Vallier-Heydenreich, baseado em tabelas empíricas; O método de parâmetros concentrados, que utiliza um sistema de equações termodinâmicas simplificadas; e o software PRODAS, um software comercial amplamente utilizado no estudo de balística interna, que utiliza equações empíricas e o método dos parâmetros concentrados em conjunto para calcular as curvas de pressão. Além disso, nesse trabalho também são apresentadas as curvas de pressão obtidas experimentalmente, por meio de sensores piezoelétricos acoplados ao armamento.

Evcı e Işık (2018) analisam os efeitos da variação de temperatura do propelente na temperatura dos gases, na superfície interna do cano, nas curvas de pressão e na tensão gerada ao longo do cano durante o disparo. Na etapa analítica, as curvas de pressão foram estimadas por meio do método de Vallier-Heydenreich, enquanto a temperatura dos gases foi estimada por meio da equação de Noble-Abel. Foram levantadas curvas de pressão e temperatura dos gases, a partir das quais foi estimada a temperatura interna e externa do cano. Durante a análise experimental, foi medida por meio de câmera térmica FLIR a temperatura externa do cano, mostrando boa concordância com os valores obtidos por meio da simulação numérica.

No trabalho de Jevtić et al. (2020), é realizada a modelagem analítica, numérica e experimental do sistema de gases de determinado armamento. Na solução analítica do modelo, é construída a equação de movimento para o pistão, que depende da pressão no cilindro de gases. A curva de pressão por tempo é obtida por meio da equação da Primeira Lei da Termodinâmica aplicada a um volume de controle. Além disso, o fluxo de massa é estimado assumindo-se uma

expansão isentrópica dos gases no orifício e o coeficiente de transferência de calor por convecção também é estimado. A simulação numérica foi realizada por meio do software Ansys Fluent, convertendo a geometria do problema em bidimensional e utilizando os modelos RNG $k-\varepsilon$ para turbulência e P-1 para transferência de calor por radiação. As curvas de pressão por tempo foram obtidas experimentalmente por meio de transdutores piezoelétricos montados no armamento em estudo.

Tien et al. (2022) realizam a simulação CFD da dinâmica do sistema de gases da metralhadora UK-59 e obtêm dados experimentais para esse sistema. Na simulação CFD é utilizado o software Ansys Fluent. É construída uma malha dinâmica bidimensional de forma a representar a geometria do problema. O modelo $k-\omega$ SST é utilizado na modelagem da turbulência. Já para a realização das medições experimentais, são utilizados sensores piezoelétricos para medir as curvas de pressão e uma câmera de alta velocidade para captar a dinâmica das peças móveis durante o disparo. Os autores mostram que os dados obtidos a partir da simulação concordam muito bem com os dados experimentais. Por se tratar do calibre 7,62x51 mm NATO, as informações apresentadas a respeito das curvas de pressão e temperatura obtidas fornecem informações bastante relevantes para o desenvolvimento dessa tese.

3.2 Tubo de choque

Durante a fase de revisão de literatura, a escassez de materiais que abordassem especificamente as armas leves levou à busca por artigos que trouxessem estudos de sistemas similares ao desse trabalho, porém em aplicações diferentes. Dessa forma, foram identificadas diversas semelhanças entre o objeto desse estudo e outro objeto de estudos de dinâmica dos fluidos pesquisado há muito mais tempo: os tubos de choque.

O tubo de choque é um dispositivo fundamental para o estudo da dinâmica de gases compressíveis, sendo amplamente empregado em investigações de fenômenos de transporte, combustão e processos envolvendo altas pressões e temperaturas. Sua concepção básica consiste em um reservatório de alta pressão, denominado câmara motriz, e um reservatório de baixa pressão, chamado câmara de ensaio, separados por um diafragma. Quando o diafragma se rompe, uma onda de choque se propaga pela câmara de ensaio, enquanto uma onda de rarefação retorna para a câmara motriz, estabelecendo o problema clássico de Riemann unidimensional em dinâmica dos gases (TAYLOR, 1950).

O problema do tubo de choque se aproxima do problema em análise pela natureza do fenômeno: um tubo dividido em regiões de alta e baixa pressão, na qual a vazão entre elas se inicia de forma praticamente instantânea, formando uma onda de choque supersônica que se desloca até o fim do tubo e é refletida entre suas extremidades até que a pressão seja normalizada dentro do volume.

No caso do sistema de automatismo do IA2, é esse o fenômeno que ocorre, com a

diferença de que o volume total das regiões de alta e baixa pressão aumentam conforme o projétil se desloca no cano e o cilindro de gases se desloca em conjunto com as peças móveis do armamento. Há também a presença do cotovelo de 90°, que altera a dinâmica do escoamento e causa intensas perdas localizadas na região.

A descrição matemática do fenômeno apoia-se nas equações de conservação da massa, quantidade de movimento e energia para um gás ideal, expressas de forma simplificada pelas equações de Euler em uma dimensão. No entanto, a obtenção das propriedades nas diferentes regiões do tubo exige a aplicação das condições de salto de Rankine–Hugoniot, que relacionam os estados termodinâmicos a montante e a jusante da onda de choque (JR., 1990). Dessa forma, é possível determinar as variáveis de interesse nas quatro regiões características, conforme a Figura 3.1: o gás inicialmente não perturbado na câmara de ensaio (região 1), o gás imediatamente após a passagem da onda de choque (região 2), o gás rarefeito proveniente da câmara motriz (região 3) e o gás inicial não perturbado na câmara motriz (região 4).

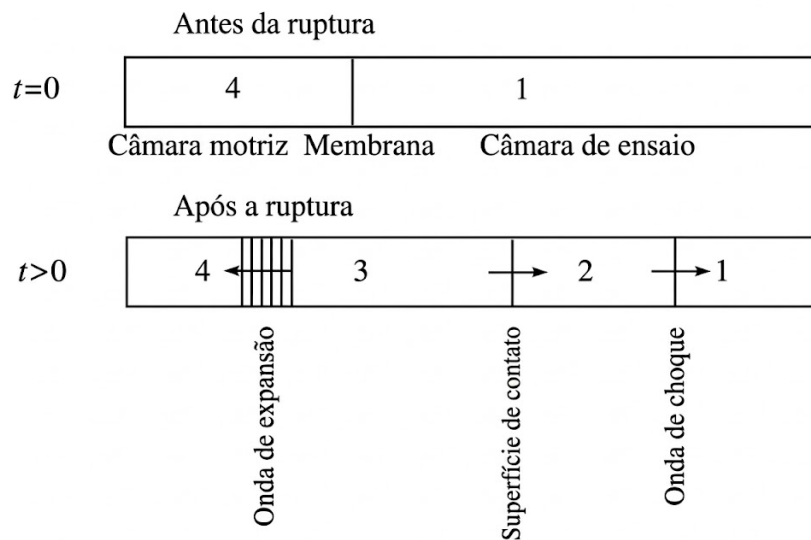


Figura 3.1 – Regiões do Tubo de choque.

No caso de um gás ideal, as relações de salto permitem expressar de maneira explícita as propriedades da região 2 em função do número de Mach da onda de choque incidente, denotado por M_s , e do índice adiabático γ . A pressão estática na região 2, normalizada pela pressão inicial na região 1, pode ser escrita como

$$\frac{p_2}{p_1} = 1 + \frac{2\gamma}{\gamma + 1} (M_s^2 - 1). \tag{3.1}$$

De forma análoga, a razão entre a densidade após a onda de choque e a densidade inicial é dada por

$$\frac{\rho_2}{\rho_1} = \frac{(\gamma + 1)M_s^2}{(\gamma - 1)M_s^2 + 2}. \tag{3.2}$$

Essas relações revelam que a onda de choque sempre acarreta um aumento na pressão e na densidade, sendo o efeito mais intenso à medida que o número de Mach do choque cresce. Por consequência, a temperatura também se eleva, podendo ser determinada a partir da relação de gases ideais.

Outro aspecto de interesse é a determinação do número de Mach que a onda de choque incidente pode atingir em função da razão de pressões iniciais entre a câmara motriz (p_4) e a câmara de ensaio (p_1). Esse valor corresponde ao limite em que a pressão atrás da onda de choque iguala-se à pressão após a onda de rarefação, impondo uma condição de equilíbrio. A expressão que correlaciona essas variáveis é dada por

$$\frac{p_4}{p_1} = \frac{1 + \frac{2\gamma_1}{\gamma_1 + 1} (M_s^2 - 1)}{\left(1 - \frac{\gamma_1 - 1}{\gamma_1 + 1} \frac{a_1}{a_4} \frac{M_s^2 - 1}{M_s}\right)^{\frac{2\gamma_4}{\gamma_4 - 1}}} \quad (3.3)$$

A velocidade logo atrás da onda de choque é dada por

$$M_2 = \frac{2(M_s^2 - 1)}{\sqrt{[(\gamma_1 - 1)M_s^2 + 2][2\gamma_1 M_s^2 - (\gamma_1 - 1)]}} \quad (3.4)$$

No interior do tubo, após a ruptura do diafragma, observam-se quatro regiões distintas. A primeira corresponde ao gás não perturbado da câmara de ensaio, caracterizado por baixa pressão e temperatura. A segunda, situada após a passagem da onda de choque, apresenta aumento significativo de pressão, densidade e temperatura, sendo essa região crucial para experimentos de combustão e de cinética química, uma vez que nela se encontram as condições de alta entalpia necessárias para a ignição de misturas. A terceira região é formada pelo gás rarefeito proveniente da câmara motriz, que se expande de maneira quase isentrópica até igualar-se em pressão e velocidade com o estado da região 2, mas mantendo diferenças na densidade e na composição química. Por fim, a quarta região corresponde ao gás não perturbado da câmara motriz, ainda não afetado pela onda de rarefação.

Trabalhos clássicos, como os de Glass e Hall (1959), foram fundamentais para a consolidação da teoria unidimensional do tubo de choque, servindo de base para aplicações modernas.

Assim, o tubo de choque pode ser compreendido como um sistema relativamente simples em sua formulação teórica, mas que oferece rica complexidade física quando efeitos reais são considerados. As equações fundamentais, em conjunto com as condições de descontinuidade, permitem a previsão das variáveis nas regiões principais, enquanto as observações experimentais complementam o entendimento, possibilitando o uso do tubo de choque tanto como ferramenta de pesquisa básica quanto de validação de modelos numéricos avançados.

Essas semelhanças justificam a utilização de conceitos clássicos de tubos de choque como referência teórica para a interpretação do escoamento no sistema de gases de armamentos automáticos.

Os conceitos apresentados neste capítulo fornecem a base teórica necessária para a análise do escoamento compressível no sistema de gases de armamentos automáticos. Em particular, as analogias com o comportamento de escoamentos em tubos de choque permitem compreender a propagação de ondas de pressão e as variações transientes de propriedades termodinâmicas no interior do sistema.

No capítulo seguinte são apresentados os modelos numéricos utilizados para a simulação desses fenômenos, bem como a metodologia adotada para a realização das análises computacionais.

4 METODOLOGIA

Visando a otimização da geometria do Cilindro de Gases, inicialmente são realizados disparos com o fuzil instrumentado e filmagem em alta velocidade do movimento do impulsor. A partir daí, é executada a simulação numérica do escoamento do fluido, visando avaliar as grandezas termodinâmicas envolvidas no problema e como elas variam em função do tempo. O caso base é então validado por meio dos resultados experimentais. Em seguida, são realizadas as simulações variando-se a geometria de modo a obter a curva de pressão resultante na parede do Cilindro de Gases para cada caso. Geometrias alternativas também são simuladas.

4.1 Análise experimental

A obtenção dos dados reais para o Fuzil de Assalto IA2 é necessária para a etapa de validação da simulação numérica. De acordo com os meios disponíveis na IMBEL, os experimentos realizados incluem a medição de pressão no interior do cano e no Cilindro de Gases durante disparos reais, por meio de transdutores de pressão, além da utilização de filmagem em alta velocidade para permitir a obtenção da curva de deslocamento por tempo do impulsor do ferrolho.

4.1.1 Medição da curva de pressão no Cilindro de Gases

As curvas de pressão na câmara, no orifício de tomada de gases e na região do Cilindro de Gases foram obtidas experimentalmente para o Fuzil de Assalto 5,56 IA2. Para que isso fosse possível, foi necessário preparar o cano e o obturador de um armamento, adaptando-os para receber a rosca do transdutor de pressão GP6 da HPI, conforme todos os procedimentos prescritos na norma NATO EPVAT (2020) para a obtenção de curvas de pressão em armas de fogo.

O armamento foi montado com os transdutores de pressão na região da câmara, na altura do orifício de evento e no Obturador do Cilindro de Gases. A instalação do sensor piezoelétrico no Obturador ao invés do Cilindro de Gases se deu pelo fato de que o cilindro sofre aceleração intensa durante o seu funcionamento, o que poderia danificar o equipamento.

Os transdutores de pressão foram ligados a um condicionador de sinais, com os resultados sendo exibidos no software BWF 3000 da HPI.

O ensaio foi realizado na Linha 4 do Centro de Avaliações do Exército, o CAEx, no Rio de Janeiro. Foram realizados dezenas de disparos consecutivos utilizando a munição SS109 da CBC de cinco lotes diferentes. O armamento foi preparado e preso em estativa, com os disparos sendo realizados por meio do acionamento do gatilho por corda, de modo a manter a segu-

rança dos envolvidos na realização do experimento. A Figura 4.1 mostra o setup experimental completo.



Figura 4.1 – Fuzil instrumentado com os transdutores de pressão.

As Figuras 4.2 e 4.3 abaixo mostram exemplos dos resultados obtidos para sequências de 10 disparos. Com apenas dois canais disponíveis, as pressões foram obtidas em pares. Na Figura 4.2, os transdutores mediram as curvas de pressão na câmara (rosa) e no Cilindro de Gases (azul), enquanto na Figura 4.3 as curvas apresentadas se referem à pressão na região do orifício de evento (rosa) e no Cilindro de Gases (azul).

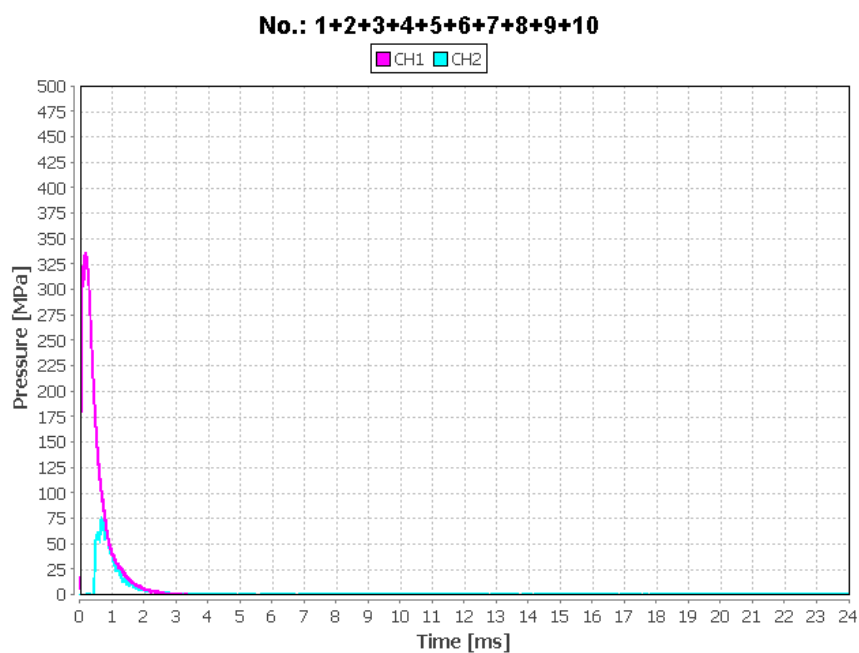


Figura 4.2 – Curvas de pressão na câmara e cilindro exibidas pelo Software BWF 3000.

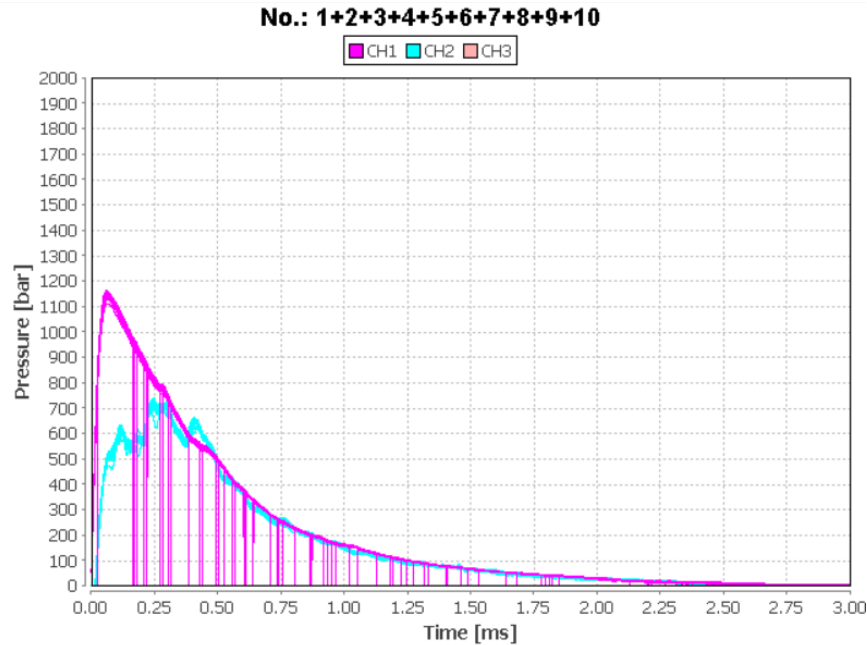


Figura 4.3 – Curvas de pressão no cano e cilindro exibidas pelo Software BWF 3000.

Vale notar que a Figura 4.3 sintetiza os dados relativos à simulação numérica. A curva em rosa representa a pressão no interior do cano, na altura do orifício de tomada de gases. Essa curva equivale à curva de pressão utilizada na condição de contorno "*pressure-inlet*" da simulação numérica. Já a curva em azul representa a pressão resultante no interior do Cilindro de Gases, o que equivale ao principal resultado buscado pela simulação numérica.

Ressalta-se ainda que a curva em azul mede a pressão no cotovelo, no Obturador do Cilindro de Gases, o que faz com que ela esteja levemente adiantada em relação à curva de pressão na face do Cilindro de Gases.

Foi elaborada uma equação de interpolação para a curva de pressão no interior do cano, na posição do orifício de tomada de gases, baseada na diferença entre duas funções exponenciais. O modelo obtido demonstrou excelente ajuste ($R^2 = 0.9983$). A curva é descrita pela Equação 4.1:

$$P(t) = 136,71 \cdot \left(e^{-2,124 \cdot t} - e^{-44,769 \cdot t} \right) \quad (4.1)$$

onde $P(t)$ representa a pressão expressa em megapascals (MPa) e t denota o tempo em milissegundos (ms). Vale ressaltar que essa será a equação utilizada na condição de contorno de pressão da simulação numérica transiente.

4.1.2 Medição da curva de deslocamento do impulsor

Para a realização da medição da curva de deslocamento do Impulsor do Ferrolho, foi preparado um armamento com a tampa da caixa da culatra removida, de modo que fosse pos-

sível visualizar o Êmbolo e o Impulsor do Ferrolho a partir da lateral do armamento. Ele foi montado na estativa e acionado por meio de corda conectada ao gatilho, garantindo a segurança dos operadores. Os disparos foram realizados no Estande de Tiro da IMBEL - FI.

A câmera de alta velocidade foi posicionada próxima à lateral do fuzil. O equipamento utilizado era do modelo FASTCAM SA-Z. A taxa de quadros da filmagem é de 20000 fps (frames per second), ou seja, cada imagem corresponde a um intervalo de 0,05 ms. A medição do deslocamento do impulsor é feita por meio do rastreamento digital do ponto de contato entre o impulsor e o êmbolo, que se deslocam em conjunto durante o início do movimento. O software utilizado para tal foi o Phantom Camera Control (PCC).

A Figura 4.4 abaixo mostra um quadro da filmagem utilizada para a obtenção das curvas de posição por tempo para o Impulsor do Ferrolho.

Além das curvas da dinâmica do impulsor, a filmagem também permite confirmar que o tempo e a distância de contato entre o êmbolo e o impulsor é compatível com os valores utilizados na simulação CFD, onde o curso do êmbolo é considerado até cerca de 23 mm. Nesse instante, o Cilindro de Gases atinge a posição em que os orifícios em seu corpo liberam muito rapidamente os gases em seu interior, causando uma brusca queda da pressão residual no cilindro. Também nesse mesmo momento, o impulsor atinge uma velocidade superior a do êmbolo, de modo que as duas peças perdem contato.



Figura 4.4 – Quadro da filmagem em câmera lenta da dinâmica do impulsor do ferrolho.

Nas filmagens, também é possível observar as forças externas sofridas pelo impulsor no momento do destrancamento, principalmente ao ser acionado o came do ferrolho e ao ser realizada a extração do estojo. Consta-se o quão irregulares são essas forças entre um disparo e

outro, afetando significativamente a dinâmica do impulsor do ferrolho. Tais inconsistências entre um disparo e outro podem ser atribuídas à interação entre o armamento e cada munição. Cada uma delas possui pequenas variações geométricas, de massa, de composição etc. No momento do destrancamento, um estojo que apresente maior resistência a sair da câmara afetará a força necessária para o acionamento do came e a extração do estojo. Conseqüentemente, a velocidade do impulsor após esse instante pode ser menor do que outro disparo no qual o destrancamento ocorre com menor resistência, porém com o mesmo impulso aplicado pelo êmbolo.

A curva de posição por tempo obtida é apresentada na Figura 5.2, onde a curva obtida experimentalmente é utilizada para validação do caso base da simulação numérica.

4.2 Simulação Numérica

Para a realização da simulação numérica do caso, é construída a geometria bidimensional do volume interno do Obturador e Cilindro de Gases. Essa geometria é discretizada em elementos finitos por meio da elaboração da malha computacional. O software utilizado então calcula as propriedades termodinâmicas em cada elemento da malha por meio das equações de conservação de massa, momento e energia, para cada passo de tempo. As equações governantes são apresentadas a seguir.

4.2.1 Equações Governantes

As equações abaixo são aplicáveis para um fluido compressível em um volume de controle inercial referenciado a partir de coordenadas (x, y) .

4.2.1.1 Equação da Conservação da Massa

Esta equação estabelece que a taxa de variação da massa dentro de um elemento de volume é igual ao fluxo líquido de massa que atravessa suas fronteiras:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} = 0 \quad (4.2)$$

Onde ρ é a densidade e u e v são as componentes da velocidade nas direções x e y , respectivamente.

4.2.1.2 Equação da Conservação do Momento (Navier-Stokes)

Baseada na Segunda Lei de Newton, essas equações descrevem o movimento de um fluido Newtoniano com viscosidade constante:

Eixo x :

$$\rho \left(\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right) = -\frac{\partial p}{\partial x} + \mu \left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} \right) \quad (4.3)$$

Eixo y:

$$\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial v}{\partial y} \right) = -\frac{\partial p}{\partial y} + \mu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} \right) + \rho g \quad (4.4)$$

Onde p é a pressão, μ é a viscosidade dinâmica e g representa a aceleração gravitacional, no sentido negativo de y .

O lado esquerdo da igualdade representa as parcelas local e convectiva da aceleração do fluido. O lado direito quantifica o gradiente de pressão que impulsiona o escoamento, as forças viscosas que atuam resistindo ao movimento e a força gravitacional.

4.2.1.3 Equação da Conservação da Energia

A equação da conservação da energia para o escoamento compressível é resolvida em termos da energia total (E). A equação na forma bidimensional e transiente é expressa como:

$$\frac{\partial(\rho E)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x}[u(\rho E + p)] + \frac{\partial}{\partial y}[v(\rho E + p)] = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \Phi_v \quad (4.5)$$

Onde a energia total por unidade de massa (E) é definida pela relação entre a entalpia sensível (h), a pressão estática e a energia cinética:

$$E = h - \frac{p}{\rho} + \frac{u^2 + v^2}{2} \quad (4.6)$$

Os dois primeiros termos do lado direito da equação da energia representam a transferência de calor por condução, onde k_{eff} é a condutividade térmica efetiva do fluido ($k_{eff} = k + k_t$, sendo k_t a condutividade térmica turbulenta, dependente do modelo de turbulência adotado).

O termo Φ_v representa o trabalho mecânico realizado pelas tensões viscosas, que no escoamento bidimensional se expande como:

$$\Phi_v = \frac{\partial}{\partial x}(u\tau_{xx} + v\tau_{xy}) + \frac{\partial}{\partial y}(u\tau_{xy} + v\tau_{yy}) \quad (4.7)$$

Por meio do uso dessas equações, acopladas ao modelo de turbulência, o software é capaz de calcular as variáveis termodinâmicas em cada ponto da malha computacional a cada instante de tempo da simulação.

4.2.2 Modelo de Turbulência

O modelo de turbulência utilizado é o $k-\omega$ SST. Segundo Menter (1994), o modelo SST foi desenvolvido especificamente para melhorar a predição de escoamentos com separação

e interações complexas entre camada limite e escoamentos de alta velocidade, apresentando desempenho superior a modelos clássicos de duas equações em diversas aplicações aerodinâmicas e de dinâmica dos fluidos compressíveis. Tien et al. (2022) também utiliza esse modelo de turbulência em seu trabalho.

O modelo utiliza um tratamento de parede automático que transita entre duas formulações matemáticas dependendo da resolução local da malha. Para malhas com alto nível de refinamento na parede ($y^+ \approx 1$), o modelo resolve as equações de transporte diretamente através da subcamada viscosa. Por outro lado, quando os elementos da malha são maiores e o primeiro nó se localiza na região logarítmica ($y^+ > 30$), o modelo adota a formulação de funções de parede, utilizando leis empíricas para modelar a tensão de cisalhamento.

Devido à presença do fluxo supersônico de alta densidade, torna-se proibitivo o refinamento da malha próximo à parede de modo a atender o valor de $y^+ \approx 1$, já que a altura da primeira camada precisaria ser de aproximadamente $5 \cdot 10^{-8}$ m. Por esse motivo, opta-se por utilizar elementos maiores na região próxima à parede, de modo que a camada limite seja calculada por meio de funções de parede.

Ainda assim, o modelo $k-\omega$ SST é preferido devido à necessidade crítica de limitar a superestimativa da viscosidade turbulenta (μ_t) em um escoamento caracterizado por fortes gradientes adversos de pressão e efeitos de alta velocidade. Modelos baseados na hipótese linear de Boussinesq, como o $k-\varepsilon$ padrão e o $k-\omega$ original, tendem a prever níveis excessivamente altos de tensão de cisalhamento turbulenta em regiões de estagnação.

Para contornar essa deficiência, Menter (1994) introduziu o conceito de transporte da tensão de cisalhamento. No modelo SST, a definição matemática da viscosidade turbulenta é redefinida para garantir que a tensão de cisalhamento principal seja proporcional à energia cinética turbulenta, respeitando a premissa empírica de Bradshaw (MENTER; KUNTZ; LANGTRY, 2003).

A ativação das correções de compressibilidade introduz um termo de dissipação de dilatação na equação de transporte de k , que atua limitando o crescimento da energia cinética turbulenta em regiões de alta divergência do campo de velocidades (como através de uma onda de choque normal). Ao aplicar correções de curvatura, o termo de produção da energia cinética turbulenta é modificado com base no tensor de rotação e na deformação local. Em regiões onde as linhas de corrente sofrem forte curvatura, essa correção amortece a produção de turbulência, impondo mais um limite aos valores de μ_t .

Dessa forma, a escolha do modelo $k-\omega$ SST possibilita a estabilização numérica do problema, limitando os valores de μ_t e evitando a divergência da simulação, o que constatou-se que ocorria com o modelo $k-\varepsilon$.

Em seguida, é construída a malha computacional sobre o domínio geométrico, sendo necessário avaliar sua qualidade por meio do estudo de convergência da malha.

4.2.3 Convergência de malha

A malha utilizada não é completamente estruturada devido à geometria da peça, mas é majoritariamente composta de elementos quadrados. O estudo de convergência de malha foi realizado por meio da elaboração de malhas com tamanho de elemento iguais a 0,25 mm, 0,15 mm, 0,1 mm e 0,05 mm. As informações sobre quantidade e qualidade dos elementos é mostrada para cada caso na Tabela 4.1 abaixo.

Tabela 4.1 – Resultados do estudo de convergência de malha.

Tamanho do Elemento (mm)	Quantidade de Elementos	Média de Qualidade dos Elementos
0,25	5311	0,95
0,15	14587	0,97
0,10	32726	0,98
0,05	54256	0,99

O caso transiente é simulado para cada malha. As curvas de pressão na parede do Cilindro de Gases são comparadas para cada caso. O critério de convergência é definido em relação ao valor da Pressão de Pico para a curva de pressão na face móvel.

O resultado obtido para os casos com elementos de tamanho igual a 0,1 mm e 0,05 mm atenderam ao critério de convergência da malha, com a diferença para o valor da Pressão de Pico inferior a 5% entre os dois casos. Dessa forma, foi adotada a malha com elementos de lado igual a 0,1 mm, visando a economia de recursos computacionais.

Além disso, foi necessário utilizar inflação da camada limite para que o valor de y^+ pudesse ficar na faixa de $200 < y^+ < 300$. Foi utilizado o valor de 10^{-5} m para a espessura da primeira camada adjacente à parede, com uma taxa de crescimento igual a 1,2 e total de 10 camadas. A malha computacional pode ser vista na Figura 4.5.

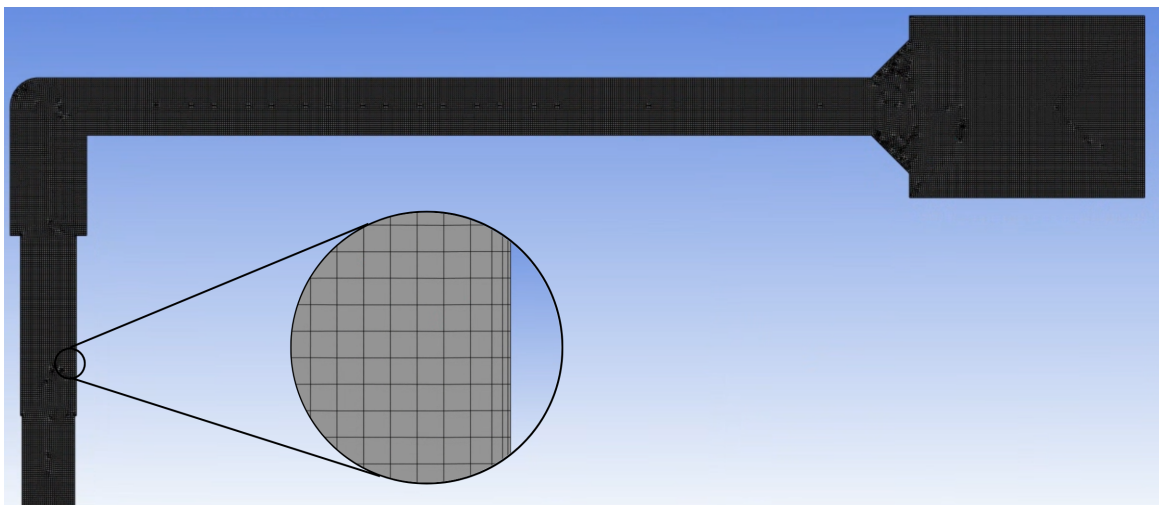


Figura 4.5 – Modelo 2D com malha.

A partir da seleção do tamanho do elemento da malha, é possível selecionar o passo de tempo compatível. De acordo com o manual teórico do Ansys Fluent (2009), o número de Courant ($C = \frac{u\Delta t}{\Delta x}$) deve ser ≤ 1 para a formulação explícita, enquanto para a formulação implícita o valor padrão é igual a 5, podendo atingir valores até maiores que 100 em problemas menos complexos.

Após as tentativas iniciais, constatou-se que as maiores velocidades atingidas pelo fluido são da ordem de 2000 m/s. Considerando o elemento de lado igual a 0,1 mm, estipula-se o valor de $5 \cdot 10^{-7}$ s para o passo de tempo, de modo que o número de Courant atinja um valor máximo de 10. Esse valor é compatível com a discretização temporal implícita utilizada e contribui com a estabilidade numérica da simulação.

4.2.4 Malha dinâmica

Para que seja possível simular a dinâmica do movimento do Cilindro de Gases conforme o fenômeno real, é necessário calcular:

- A massa total dos elementos móveis, incluindo a massa equivalente das molas (igual a um terço da massa total);
- A constante de mola equivalente, resultante da soma em série das molas recuperadoras internas com a soma em paralelo das molas recuperadora externa e do êmbolo do Cilindro de Gases;
- A força inicial aplicada sobre o conjunto móvel antes do início de seu movimento, o que inclui, além das molas já consideradas, forças externas relativas ao atrito, cames etc.

Para o cálculo da massa das partes móveis, foram pesadas as peças de um armamento real. A Tabela 4.2 apresenta os valores obtidos:

Tabela 4.2 – Massa dos componentes do sistema.

Peça	Massa (g)
Cilindro de Gases	28,7
Êmbolo do Cilindro de Gases	57,5
Mola do êmbolo do Cilindro de Gases	9,8
Impulsor do ferrolho	256,1
Ferrolho	172,4
Mola recuperadora	25,8
Total	550,3

Para o propósito desse trabalho, foram adotadas algumas simplificações na modelagem da equação de movimento. Idealmente, ela teria que ser separada em diversos períodos, contabilizando a influência de cada força presente durante a etapa de destrancamento. Na realidade,

quando a parede do Cilindro de Gases começa a se mover, somente o impulsor do ferrolho se move, enquanto um came em seu interior eleva a traseira do ferrolho. Logo em seguida, quando o ferrolho começa a se mover junto com o impulsor, é realizada a extração do estojo, que se encontra fretado na câmara. Essa extração causa uma resistência alta e de curtíssima duração ao deslocamento das partes móveis.

Além disso, desde o início do movimento, o impulsor rearma o martelo, que é carregador por uma mola helicoidal. A interface de contato entre as peças, no entanto, é bastante complexa, e a direção da força é consequência do encontro de duas superfícies curvas. Enquanto o impulsor se desloca linearmente, o martelo pivota ao redor de um eixo, ao passo que a mola que o impulsiona é comprimida também linearmente.

Devido à presença desses complicadores, optou-se por simplificar a equação do movimento, considerando uma carga inicial capaz de aproximar todos esses efeitos que ocorrem nos primeiros milímetros do deslocamento do impulsor. A força necessária para iniciar o deslocamento do impulsor foi medida por meio de um dinamômetro. Por meio dessa referência, foi estabelecida a força inicial de 50 N.

Para o cálculo da constante de mola equivalente, é necessário calcular, para cada mola, a constante de mola, o comprimento livre e o comprimento inicial. Além disso, é necessário observar a dinâmica das molas com atenção: a mola recuperadora (externa e internas), apesar de estar disposta aparentemente em série com a mola do êmbolo, na verdade deve ser considerada como estando em paralelo a esta, já que ambas se deslocam à mesma distância, exatamente igual ao deslocamento da face do Cilindro de Gases.

O comprimento inicial das molas é conhecido a partir do seu desenho técnico. O comprimento inicial é obtido a partir da montagem do modelo CAD do armamento. A constante de mola é calculada a partir dos parâmetros geométricos dados também pelo desenho técnico. Por fim, basta calcular a força inicial e obter a constante de mola equivalente, considerando as molas recuperadoras internas como estando em série, enquanto esse par está em paralelo com a mola recuperadora externa e a mola do êmbolo do Cilindro de Gases. Os resultados são apresentados na Tabela 4.3 abaixo.

Tabela 4.3 – Cálculo da constante de mola equivalente e carga inicial.

	Comprimento livre (mm)	Comprimento inicial (mm)	K (N/m)	Força inicial (N)
Mola recuperadora interna	140	106	323	11
Mola recuperadora externa	287	213	315	23,3
Mola do êmbolo do Cilindro de Gases	265	125	268	37,5
Total	–	–	744	71,8

Dessa forma, a equação de movimento para a parede do Cilindro de Gases resulta em

$$0,55\ddot{x} + 744\dot{x} + 121,8 = P(t).A \quad (4.8)$$

Essa equação é implementada no solver 6DOF do Fluent. Também é limitado o curso da parede móvel que obedece a essa equação de movimento, com valor mínimo de x igual a 0 e valor máximo igual a 23 mm.

Para efeito de programação da equação de movimento no software ANSYS Fluent, constatou-se que, por padrão, o software utiliza a profundidade de 1 metro. Para utilizar o solver 6DOF já embutido no programa, é necessário dividir os valores reais da equação de movimento pela profundidade que resulta em uma área equivalente para a face do Cilindro de Gases. Dessa forma, a pressão na parede é convertida corretamente em força e daí em aceleração para a face móvel.

As opções "*Smoothing*", "*Layering*" e "*Remeshing*" são ativadas. No menu "Dynamic Mesh Zones", a face da parede móvel é selecionada. A opção "On" é selecionada no menu 6DOF. A altura dos novos elementos é fixada em 0,1 mm.

É configurado um arquivo para exportação dos pontos de posição da parede em cada instante de tempo, permitindo obter a curva de deslocamento do Impulsor do Ferrolho e compará-la à curva obtida experimentalmente.

4.2.5 Condições de contorno

Outro requisito para a realização da simulação CFD é o conhecimento prévio das condições de temperatura e pressão no interior do cano no momento em que o projétil passa pela posição do orifício de evento. No caso, são necessárias as curvas de pressão por tempo e temperatura por tempo, que serão implementadas no "*pressure-inlet*" da simulação.

A curva de pressão foi obtida experimentalmente e interpolada pela Equação 4.1. A obtenção experimental da temperatura é difícil, já que no interior do cano e na região do Cilindro de Gases as temperaturas podem chegar a 3000 K. Assim, é prática corrente adotar a curva obtida numericamente a partir de modelos computacionais. Optou-se por utilizar a curva de temperatura apresentada por Tien et al. (2022), que pode ser vista na Figura 4.6 abaixo.

A equação de interpolação para essa curva é calculada, resultando em

$$T(t) = 468,39 \cdot e^{-2219,6 \cdot t} + 1986,86 \cdot e^{-128,5 \cdot t} \quad (4.9)$$

onde $T(t)$ é a temperatura em K e t é o tempo em milissegundos.

As equações 4.1 e 4.9 foram compiladas no software Ansys Fluent por meio de UDFs (User Defined Function). O código utilizado para implementar as condições de contorno é mos-

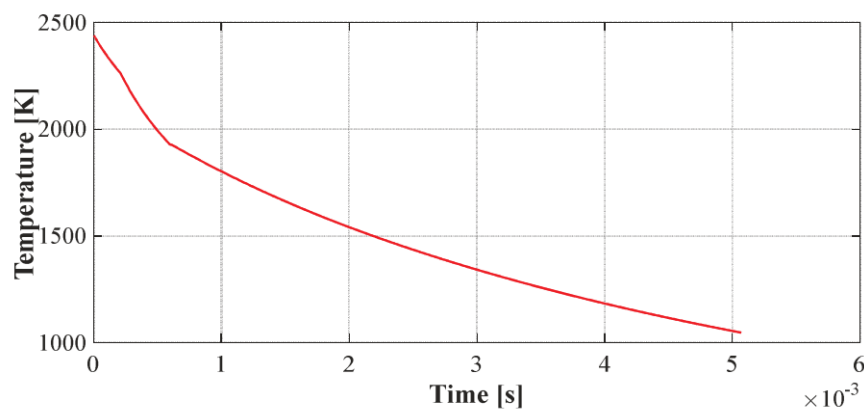


Figura 4.6 – Curva de temperatura por tempo no interior do cano. Fonte: (TIEN et al., 2022).

trado nos Apêndices A e B. Ele é escrito em linguagem C e compilado por meio do software Visual Studio. Assim, a biblioteca de UDFs é compilada e as funções ficam disponíveis para utilização no menu da condição de contorno "*pressure-inlet*".

Outro parâmetro presente no menu "*pressure-inlet*" da simulação é o "*Supersonic/ Initial Gauge Pressure*". Nas primeiras tentativas de computar a simulação, notou-se que manter esse valor igual a zero causava a divergência da simulação quando a onda de choque refletida atingia a face de entrada, onde está fixada a condição de contorno. Assim, percebeu-se a necessidade de estabelecer esse valor.

Para tal, foi utilizada a teoria do tubo de choque. No nosso caso, o volume de controle utilizado envolve apenas a região da câmara de ensaio (Região 1 na Figura 3.1), enquanto a condição de contorno é prescrita na face onde estaria o diafragma.

Dessa forma, a obtenção do valor de pressão estática na entrada logo após a passagem de onda de choque pode ser calculada por meio das Equações 3.1 e 3.3, dados o valor de pressão na entrada, a pressão inicial, a temperatura inicial, a razão de calores específicos e a constante do gás.

As equações são calculadas por meio de um código de programação desenvolvido em linguagem Python. O código utilizado é apresentado no Apêndice C.

Finalmente, o valor para a pressão estática logo atrás da onda de choque é calculado em 5,9 MPa. Esse é o valor utilizado para o parâmetro "*Supersonic/ Initial Gauge Pressure*".

4.2.6 Configurações adicionais

O fluido é modelado como gás ideal. Os valores para as propriedades termodinâmicas do gás são obtidos a partir de Spurk (1970). Eles são mostrados na Tabela 4.4.

Além disso, no menu de modelo de turbulência do Fluent, as opções "*Compressibility Effects*", "*Corner Flow Corrections*" e "*Curvature Correction*" são ativadas.

Tabela 4.4 – Propriedades do gás

Propriedade	Valor
c_p	$1.74 \times 10^3 \text{ J/kg.K}$
c_v	$1.38 \times 10^3 \text{ J/kg.K}$
R_{gas}	$0.400 \times 10^3 \text{ J/kg.K}$
γ	1.26
μ	$4.80 \times 10^{-5} \text{ Pa.s}$

O solver baseado em densidade é utilizado. A formulação temporal selecionada é implícita, enquanto o esquema numérico escolhido para o cálculo de fluxo é o AUSM. O esquema de terceira ordem MUSCL foi utilizado para o fluxo e as variáveis do modelo de turbulência. O manual teórico do Ansys Fluent (2009) recomenda essa combinação para simulações compressíveis com presença de choque.

A solução é inicializada com fluido à pressão atmosférica e temperatura de 300 K. O critério de convergência para cada passo de tempo é de 10^{-3} para os resíduos das principais equações.

Cada simulação é realizada utilizando-se 2000 passos de tempo iguais a 5.10^{-7} segundos e limite de 250 iterações por passo de tempo.

A Figura 4.7 abaixo ilustra o volume de controle utilizado, indicando a posição da entrada de pressão e temperatura, da parede móvel e das variáveis d e L , que serão usadas logo em seguida durante o Delineamento do Experimentos.

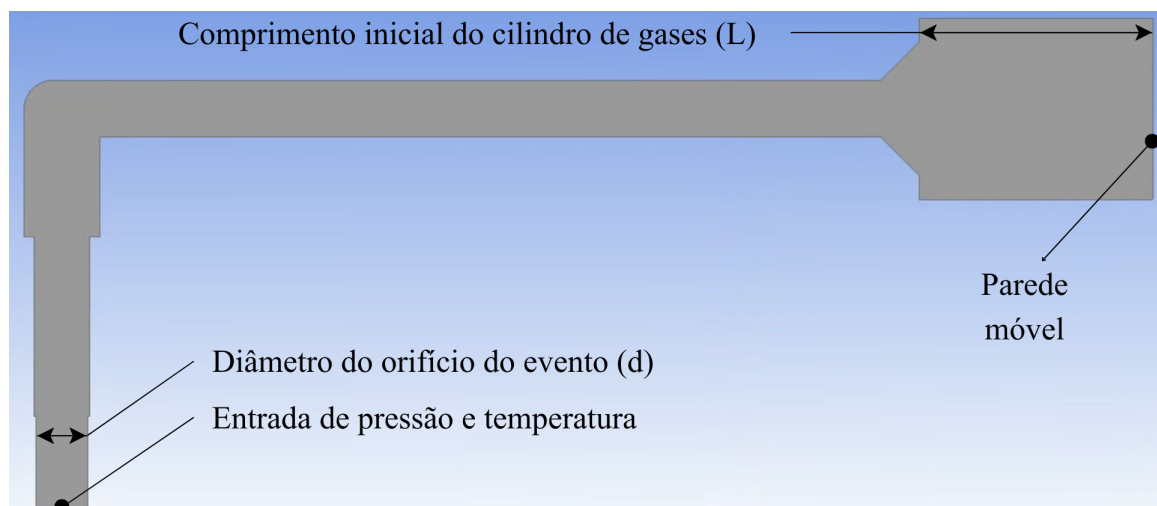


Figura 4.7 – Modelo utilizado na simulação numérica.

4.3 Delineamento de Experimentos

Para a realização do delineamento de experimentos, é necessário delimitar quais são as variáveis de entrada e quais são as funções objetivo. Conforme citado anteriormente, os dois

parâmetros utilizados na prática pelos técnicos para o ajuste fino do mecanismo do automatismo são o diâmetro do orifício de tomada de gases e o volume inicial do Cilindro de Gases. A primeira variável é utilizada diretamente, enquanto a segunda, para efeito de simplificação, é representada pela distância L entre a ponta do obturador do Cilindro de Gases e a face do Cilindro de Gases. Quanto maior a distância L, maior o volume inicial do cilindro e vice-versa. As dimensões L e d podem ser vistas na Figura 4.7.

Atualmente, o Fuzil de Assalto 5,56 IA2 da IMBEL possui os valores d e L iguais a 2,72 mm e 0,83 mm, respectivamente, enquanto o Fuzil de Assalto 7,62 IA2 possui os valores de d e L iguais a 2,60 mm e 12,33 mm, respectivamente.

A área delimitada para a superfície de resposta deve contemplar a região onde espera-se que esteja o ponto ótimo. Assim, opta-se por 3 níveis para a variável d, permitindo um orifício de evento tanto maior quanto menor que o atual, com os valores de 2,5 mm, 2,75 mm e 2,92 mm. O último valor é selecionado a partir do diâmetro utilizado para a furação do bloco do Cilindro de Gases, consistindo no maior diâmetro possível para a geometria.

Para os valores de L, são selecionados 4 níveis, sendo o primeiro igual a 0,83 mm (geometria utilizada no Fuzil de Assalto 5,56 IA2) e o segundo igual a 12,33 mm (geometria utilizada no Fuzil de Assalto 7,62 IA2). Os outros dois níveis utilizados são maiores do que os utilizados atualmente, já que o objetivo é o achatamento da curva de pressão. Assim, são feitos incrementos de 15 em 15 mm, resultando nos níveis de L iguais a 27,33 mm e 42,33 mm.

Portanto, a região de exploração consiste em 4 níveis para a variável L e 3 níveis para a variável d, resultando em um total de 12 simulações. Os pontos de design são mostrados na Tabela 4.5 abaixo.

Tabela 4.5 – Configuração do Delineamento de Experimentos

Experimentos	Comprimento inicial do cilindro (mm)	Diâmetro do orifício de evento (mm)
1	0,83	2,50
2	12,33	2,50
3	27,33	2,50
4	42,33	2,50
5	0,83	2,75
6	12,33	2,75
7	27,33	2,75
8	42,33	2,75
9	0,83	2,92
10	12,33	2,92
11	27,33	2,92
12	42,33	2,92

Para que seja possível realizar a otimização, é necessário ainda determinar quais serão as funções objetivo a serem maximizadas ou minimizadas. Como nossa função de saída é uma

curva relativamente complexa, torna-se inviável parametrizá-la por meio de alguma função matemática, o que exigiria o cálculo de muitas variáveis. Portanto, deseja-se obter alguns valores representativos da curva de pressão pelo tempo.

Assim, são escolhidos os seguintes parâmetros: o tempo até atingir a pressão de pico (Tempo de Pico), a Pressão de Pico e o Impulso total, equivalente a área total sob a curva. A Figura 4.8 ilustra cada uma das funções objetivo a partir da curva de pressão.

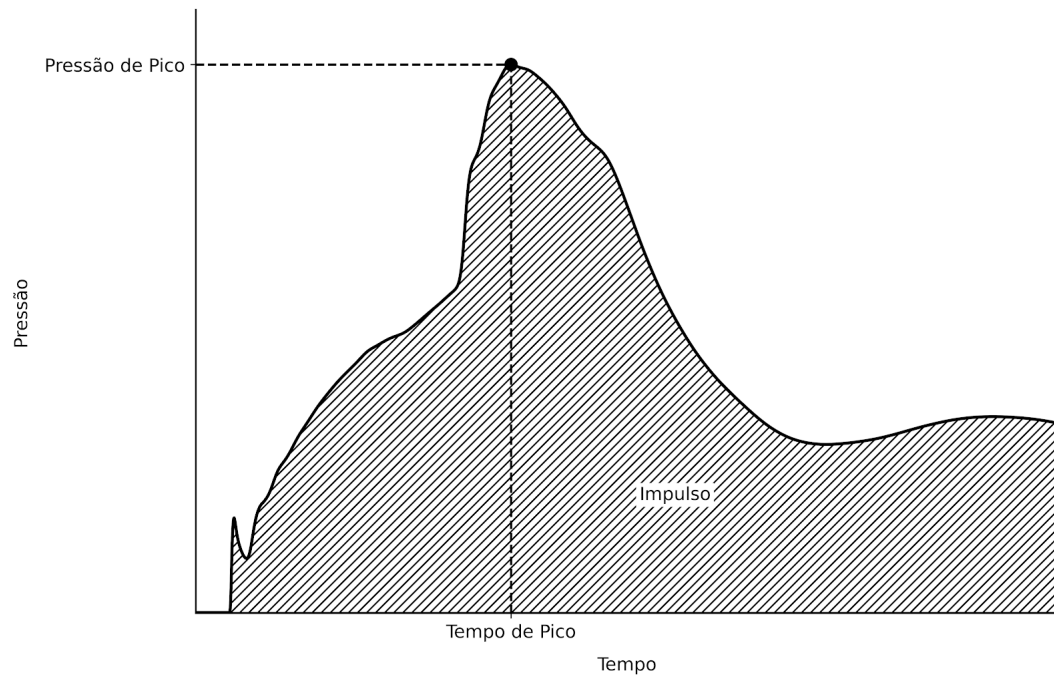


Figura 4.8 – Funções objetivo para a curva de pressão.

Além disso, é utilizada como condição de contorno para a otimização a quantidade de Impulso total do caso base, que sabemos que garante o funcionamento do fuzil. Assim, pode-se buscar Pressões de Pico menores e Tempos de Pico maiores para o mesmo Impulso total.

4.4 Geometrias alternativas

Visando uma compreensão mais completa dos fenômenos locais e como a geometria os afeta, é realizada a exploração de algumas geometrias alternativas. Busca-se avaliar a influência que cada uma delas causa na curva de pressão. Para tal, são propostos os seguintes casos:

- Inclusão de um furo no Cilindro de Gases exposto desde o início da simulação, visando avaliar seu efeito no desenvolvimento da curva de pressão. Há armamentos da família IA2 que precisaram utilizar essa alteração na geometria para permitir a redução da pressão no Cilindro de Gases. No modelo bidimensional, o furo possui 1,5 mm de comprimento e está localizado à 1,5 mm da face móvel. Fora isso, toda a geometria segue aquela do caso base.

- Inclusão de uma antecâmara na parte inferior do obturador do Cilindro de Gases. A geometria visa modificar os fenômenos observados na região do cotovelo, por meio de uma antecâmara que deve acumular pressão e retardar a expansão da onda de choque, modificando a curva de pressão no Cilindro de Gases. A ideia de se utilizar essa geometria vem da constatação de que outros armamentos modernos estão fazendo uso dessa solução, tais como o SIG MCX e o QBZ191. A geometria resultante é exibida na Figura 4.9.

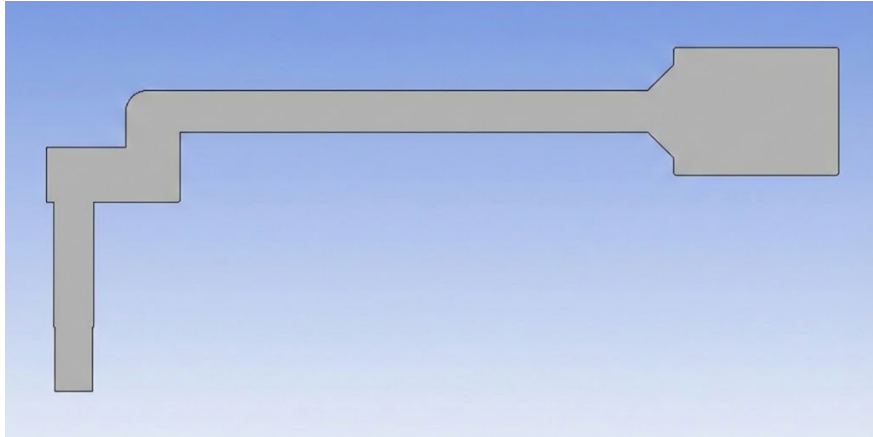


Figura 4.9 – Geometria com antecâmara no obturador do Cilindro de Gases.

5 RESULTADOS

Inicialmente, a validação do caso base é realizada por meio da comparação entre os resultados obtidos a partir da simulação numérica e os resultados experimentais. O procedimento é realizado para a curva de pressão e para o deslocamento da face do Cilindro de Gases.

Em seguida, são discutidos os resultados da simulação do caso base, capazes de capturar fenômenos locais até então desconhecidos. As curvas de velocidade na entrada, densidade e fluxo de massa por tempo são exibidas e discutidas. Os contornos de velocidade, densidade e pressão são apresentados para intervalos de tempo pré-determinados.

Na parte final, são apresentados e discutidos os resultados obtidos por meio da simulação numérica em todos os pontos de design. É selecionado então o ponto ótimo para o delineamento de experimento com as variáveis L e d . Além disso, são comentados os resultados obtidos durante a exploração das geometrias alternativas apresentadas anteriormente, observando-se quais efeitos cada configuração é capaz de causar na curva de pressão.

5.1 Validação do caso base

A validação do caso base é fundamental para garantir a qualidade da simulação numérica. Ela é realizada por meio de dois critérios independentes. Primeiramente, compara-se a curva de pressão no cotovelo obtida numericamente com aquela medida experimentalmente por meio do transdutor de pressão. Em seguida, compara-se a curva de deslocamento da parede móvel prevista pela simulação com a curva obtida a partir da filmagem em alta velocidade.

5.1.1 Curva de pressão no cotovelo

Após a obtenção da curva de pressão por tempo na face móvel, exportada da simulação numérica transiente, é realizada a sua comparação com a curva de pressão aferida pelo transdutor de pressão instalado no Obturador do Cilindro de Gases. O resultado é mostrado na Figura 5.1.

Na figura, observa-se que a curva obtida a partir da simulação numérica apresenta boa concordância com a curva de pressão experimental, especialmente na previsão da Pressão de Pico e Tempo de Pico. O decaimento da curva também é muito próximo do valor real, apesar de notar que a pressão cai mais rapidamente na porção final da curva experimental do que no resultado numérico.

O maior desvio é observado antes dos 0,2 ms, onde a pressão na simulação numérica atinge um platô em cerca de 30 MPa, enquanto na curva experimental esse platô é mais elevado,

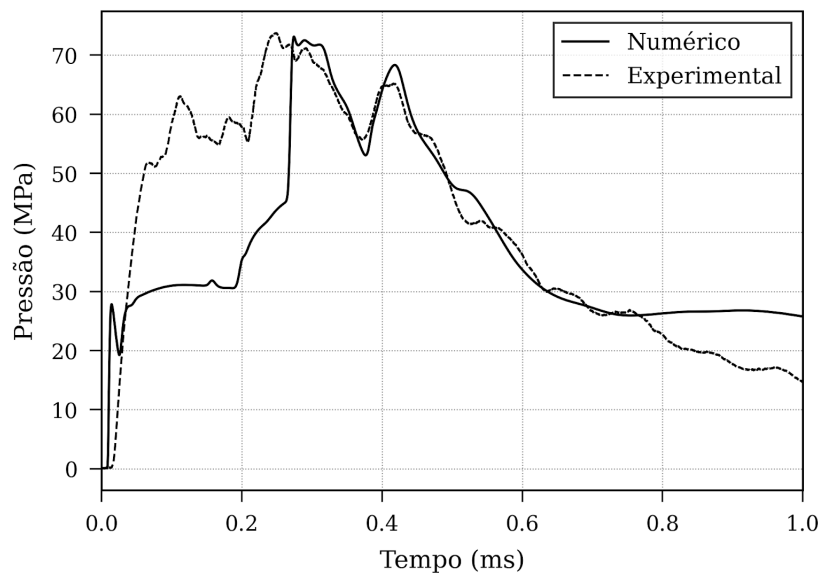


Figura 5.1 – Pressão no cilindro de gases: CFD vs Experimental.

próximo aos 55 MPa. São levantadas duas hipóteses em relação a essa divergência.

A primeira trata do fato que o gás proveniente do cano ainda contém muitas partículas de pólvora em combustão. Ao adentrar o cilindro de gases, essas partículas continuam fornecendo energia para o gás, o que poderia contribuir para o aumento local da pressão no cotovelo num intervalo de tempo menor que o previsto pela simulação computacional.

A segunda hipótese reflete a respeito do valor fixado para a "*Supersonic/Initial Gauge pressure*", calculado a partir das equações clássicas para o tubo de choque simples. Esse valor é o que dita a densidade, velocidade e fluxo de massa na entrada após a passagem da onda de choque. Todos esses valores permanecem constantes até que a onda seja refletida pela face móvel e percorra todo o volume, aumentando sua pressão e densidade.

Assim, acredita-se que o valor estipulado possa ser menor do que o valor real de pressão estática que se estabelece no orifício de tomada de gases durante o fenômeno real. Ou ainda é possível que, na realidade, esse valor não seja constante como no tubo de choque, mas uma função do tempo, já que o fluxo de massa através do orifício de admissão dos gases é muito menor do que o fluxo de massa que se estabelece no interior do cano durante o disparo.

Tal problema poderia ser sanado com a delimitação da região de interesse incluindo a alma do cano, de modo que seria necessário simular a propagação de toda a onda de choque e do projétil dentro da alma do cano, o que exigiria uma malha muito maior e traria uma complexidade adicional significativa para o problema. Florio (2009), por exemplo, ao utilizar essa abordagem, precisou utilizar um passo de tempo igual a 10^{-8} s, relatando que a simulação demorava mais de uma semana para ser realizada.

No artigo de Spurk (1970), é utilizada a seguinte argumentação sobre o início do fluxo através do orifício de tomada de gases:

Nos estágios iniciais, o escoamento é verdadeiramente instável e não é possível incluir os efeitos de atrito usando um coeficiente de atrito constante, nem considerar as curvas no tubo como resistências distribuídas. Este estágio inicial envolve um forte choque, que de fato inicia o escoamento; este choque será refletido e difratado, e também influenciado pelo atrito e pela transferência de calor de uma forma complexa, não acessível à análise neste momento. O primeiro estágio, portanto, será tratado inteiramente sem atrito e descartando todas as reflexões possíveis, sendo a única justificativa o fato de que este primeiro estágio tem duração muito curta em comparação com o tempo total de escoamento. Como será mostrado na Seção III.D, o primeiro estágio essencialmente introduz um tempo de atraso entre o aumento de pressão no orifício e o aumento de pressão no cilindro de gases. O efeito líquido de negligenciar as reflexões de atrito e choque no primeiro estágio será prever um tempo de atraso um tanto pequeno demais (SPURK, 1970).

Vale lembrar também que as equações utilizadas são aplicáveis ao tubo de choque simples. No caso em estudo há algumas diferenças significativas, por exemplo, o fato de que as regiões análogas aos reservatórios de alta e baixa pressão no tubo de choque se encontram dispostos transversalmente. Além disso, a seção transversal dos reservatórios é diferente, sendo a área do orifício de tomada de gases cerca de 10 vezes menor do que a área da alma do cano. Essa redução da área transversal contribui para o aumento do número de Mach da onda de choque.

Por outro lado, o diâmetro bastante restrito na entrada do volume de controle causa intensas perdas devido à camada limite e os efeitos viscosos do fluido. Dessa forma, os valores obtidos com as equações do tubo de choque podem ser usados como referência, mas não são necessariamente iguais aos valores reais para a geometria em questão.

Vale ressaltar que a curva de pressão foi obtida para o Fuzil de Assalto 5,56 IA2. Enquanto os dois armamentos, de calibres 5,56 x 45 mm e 7,62 x 51 mm, apresentam diferenças na balística interna, para fins de praticidade, nesse trabalho serão utilizadas as mesmas curvas de pressão e temperaturas na entrada do orifício de tomada de gases. A diferença entre os modelos 5,56 IA2 e 7,62 IA2, no que se refere à região em estudo, reside apenas em diferentes diâmetros do orifício de tomada de gases e diferentes comprimentos iniciais da câmara do cilindro de gases.

5.1.2 Deslocamento do cilindro de gases

Outro recurso que nos permite avaliar a qualidade da simulação numérica para o caso base é a comparação entre a curva de deslocamento por tempo da parede móvel obtida por meio da simulação numérica e a curva obtida por meio da análise da filmagem em alta velocidade do deslocamento do impulsor no armamento após um disparo. O resultado obtido é mostrado na Figura 5.2 abaixo.

Verifica-se forte concordância entre as curvas, corroborando com a validade da simulação numérica para o caso base. A equação de movimento da parede e a curva de pressão resultante na simulação numérica são capazes de representar fielmente o fenômeno real.

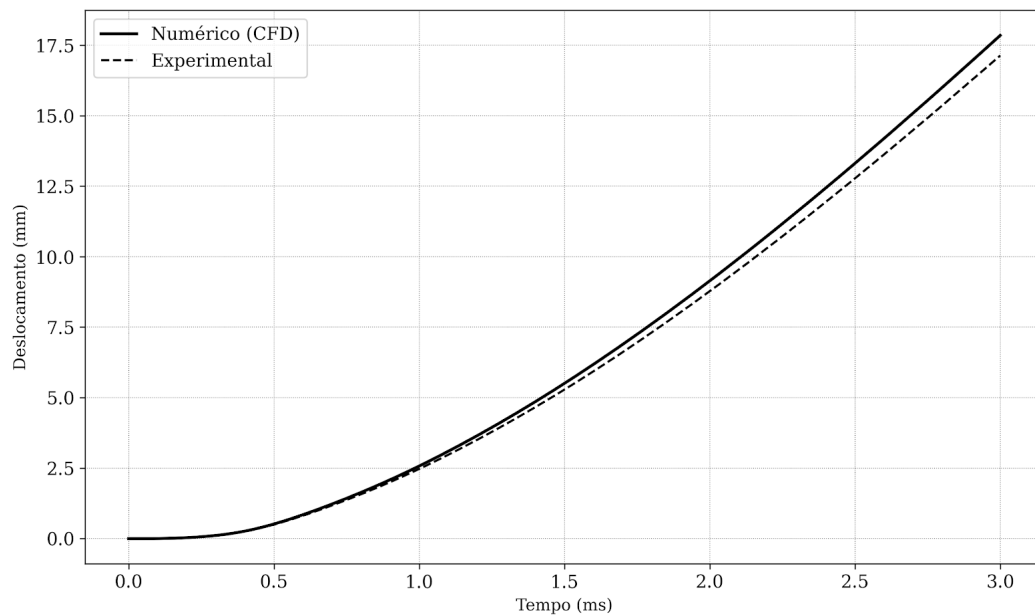


Figura 5.2 – Deslocamento da parede móvel do cilindro de gases: CFD vs Experimental.

O impulsor atinge uma velocidade de aproximadamente 8 m/s nos primeiros 2 ms do seu deslocamento. Na filmagem em alta velocidade, é possível observar que ele sofre uma leve redução de velocidade quando ocorre o acionamento do came do Ferrolho e a extração do estojo da câmara, caindo rapidamente para cerca de 7 m/s.

Vale ressaltar que o impulsor atinge sua velocidade terminal em um intervalo de tempo de aproximadamente 2 ms. Isso quer dizer que toda a transferência de energia interna do gás para energia cinética do impulsor ocorre nesse intervalo de tempo.

Nota-se que durante esse mesmo período de tempo, o deslocamento do Cilindro de Gases é de cerca de 10 mm. Lembrando que a distância máxima do curso do êmbolo é igual a 23 mm, nota-se a possibilidade de estender a duração da curva de pressão atuando sobre a face do Cilindro de Gases, o que permitiria uma aceleração mais gradual ao longo de um curso de até 23 mm.

5.2 Análise dos resultados para o caso base

A partir da validação do caso base, é possível extrair diversas informações a respeito de como as quantidades termodinâmicas se comportam dentro do volume de controle ao longo do tempo. Na Figura 5.3, é mostrado o comportamento da velocidade dos gases na entrada do orifício de tomada de gases.

Conforme esperado da analogia com o tubo de choque, a velocidade inicial na entrada do volume de controle é de cerca de 2000 m/s, caindo lentamente à medida que a pressão se eleva no interior do Cilindro de Gases.

Na marca de tempo de aproximadamente 0,25 ms, nota-se que ocorre uma redução brusca na velocidade de entrada, exatamente no momento em que a onda de choque refletida atinge novamente a região do orifício de tomada de gases. A partir daí, a velocidade na entrada cai para cerca de 500 m/s.

Daí em diante, a velocidade vai sendo reduzida gradativamente, até que a direção do fluxo se inverte em cerca de 0,4 ms. Nesse instante, a saída do projétil do cano causa uma rápida queda de pressão, o que faz com que a pressão na região do Cilindro de Gases se torne temporariamente maior do que a pressão no cano. O gás pressurizado na região do Cilindro de Gases então retorna para o cano, transformando o "inlet" da simulação em um "outlet".

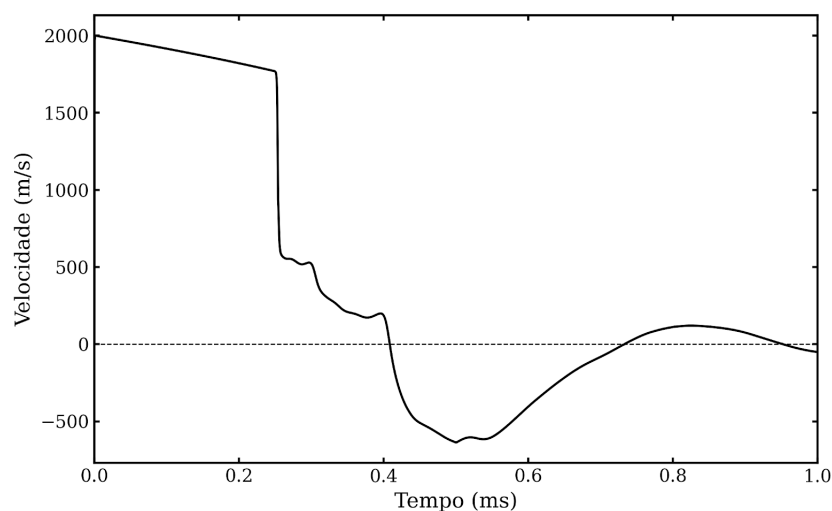


Figura 5.3 – Velocidade na entrada vs tempo para o caso base.

Na Figura 5.4 é possível verificar o comportamento do fluxo de massa através da entrada ao longo do tempo. De forma similar à velocidade, ele apresenta um valor quase constante durante os primeiros 0,25 ms, sofrendo um aumento brusco quando a onda de choque é refletida e retorna ao "inlet". A partir daí, o fluxo de massa também apresenta uma oscilação periódica.

Outra variável termodinâmica de interesse é a densidade na entrada. Como é possível constatar na Figura 5.5, antes dos 0,25 ms ela possui um valor constante de cerca de 12 kg/m³. A partir daí, quando a onda de choque é refletida e atinge novamente a entrada do volume de controle, a densidade sofre um aumento brusco, chegando a cerca de 85 kg/m³. Em seguida, diferente da velocidade e fluxo de massa, ela decai até cerca de 40 kg/m³, onde permanece estável até a marca de 1 ms.

A partir do conhecimento sobre como velocidade, fluxo de massa e densidade variam ao longo do tempo, é possível notar como o deslocamento da onda de choque nos primeiros instantes na verdade limita o fluxo de massa que adentra o volume de controle. Esse fluxo permanece relativamente estável até que a onda refletida retorne ao ponto inicial.

Isso explica o modo como o aumento do comprimento inicial do cilindro de gases su-

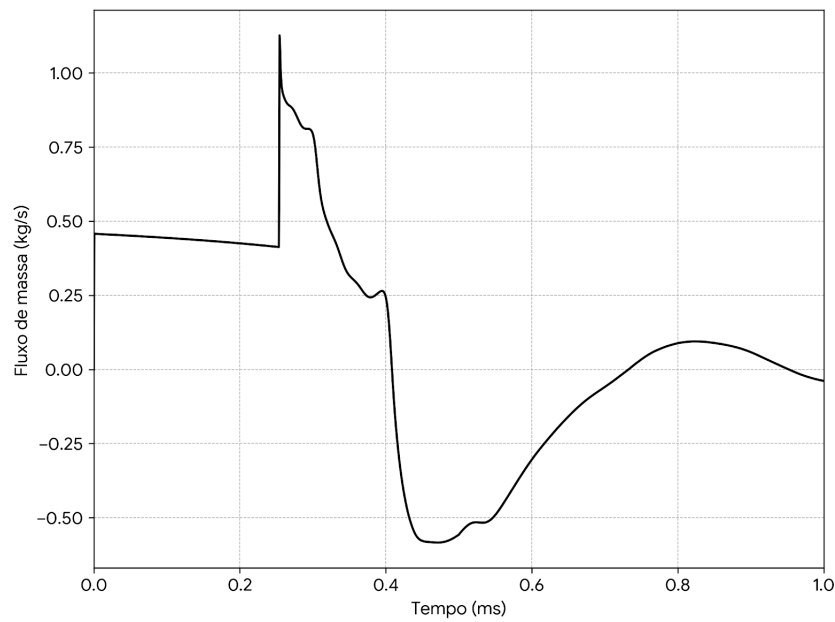


Figura 5.4 – Fluxo de massa na entrada vs tempo para o caso base.

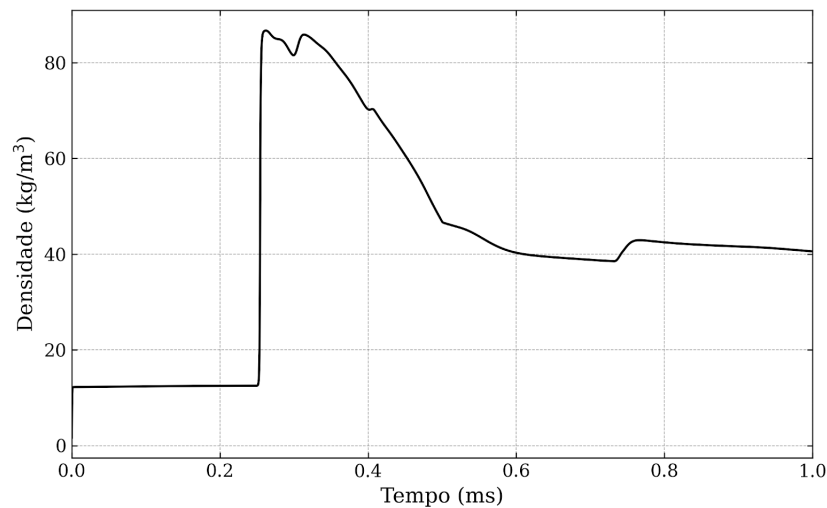


Figura 5.5 – Densidade na entrada vs tempo para o caso base.

aviza o movimento do sistema de automatismo, já que retarda o retorno da onda de choque e portanto limita o fluxo de massa durante um intervalo maior de tempo.

Para facilitar a compreensão do desenvolvimento da pressão no interior do volume de controle ao longo do tempo, é elaborado o gráfico da Figura 5.6. Ele mostra como os valores de pressão ao longo da linha média da geometria variam ao longo do tempo. Nele, é possível notar claramente o deslocamento das ondas de choque, que causa variações bruscas de pressão ao longo do volume. É somente após 0,4 ms que o valor de pressão consegue se estabilizar ao longo de toda a linha média da geometria. A partir daí, a pressão se desenvolve de maneira uniforme ao longo de toda a malha, acompanhando os valores de pressão e temperatura prescritos na condição de contorno da entrada.

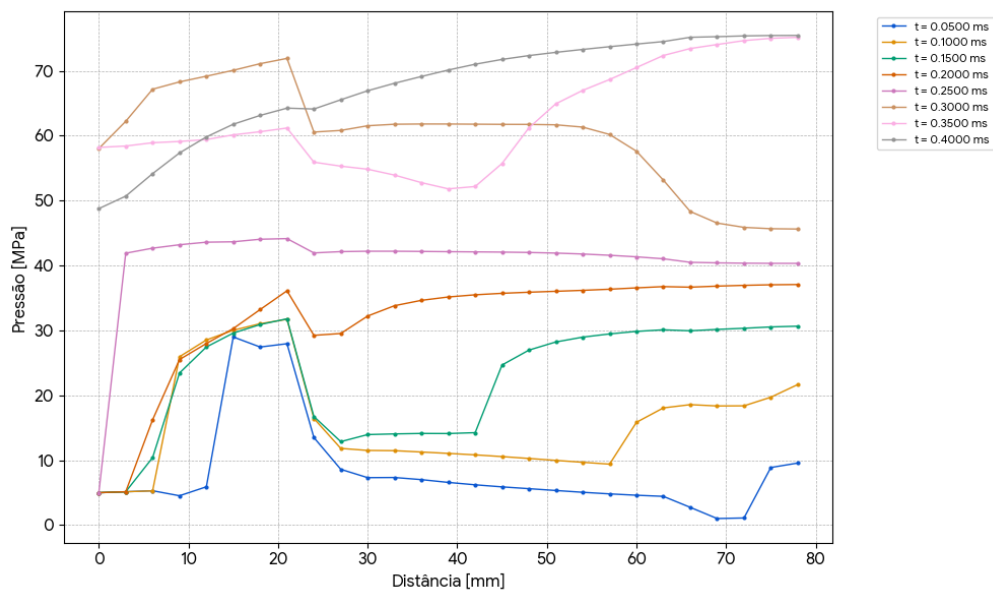


Figura 5.6 – Pressão ao longo da linha média para cada intervalo de tempo.

De modo a permitir a melhor visualização dos fenômenos locais durante o deslocamento do fluido no interior do volume de controle, são apresentados nas Figuras 5.7, 5.8, 5.9, 5.10, 5.11 e 5.12 os contornos de densidade, pressão e temperatura nos instantes $t = 0,01$ ms; $t = 0,05$ ms; $t = 0,15$ ms; $t = 0,25$ ms; $t = 0,5$ ms; $t = 1$ ms, respectivamente.

No intervalo de 0,01 ms, é possível perceber como o gás entra a alta temperatura e velocidade no volume. O escoamento acelera rapidamente na entrada do volume de controle, resultando em redução local da pressão estática associada à expansão dos gases e à conversão de energia interna em energia cinética. Na região do cotovelo a pressão é recuperada, formando uma pequena região de alta pressão e temperatura que estrangula ainda mais a passagem do gás pelo cotovelo, forçando seu aumento de velocidade.

No instante $t = 0,05$ ms, é possível visualizar, na região do cilindro de gases, o início do aumento de pressão e densidade após a onda de choque colidir com a parede e ser refletida. Logo atrás dessa região, o gás ainda apresenta alta velocidade e baixa pressão e densidade.

Além disso, é interessante notar que a colisão da onda de choque também gera uma bolha de altíssima temperatura, atingindo cerca de 3500 K. O material do cilindro de gases só é capaz de suportar essa temperatura devido ao curto intervalo de tempo durante o qual ela persiste.

No intervalo de 0,15 ms, nota-se como são formadas duas regiões de pressão e densidade mais elevadas, no cilindro de gases e no cotovelo, enquanto ainda permanecem duas regiões com pressão e densidade inferiores. Nessas regiões, onde o fluido possui baixa densidade e alta velocidade, é necessário que a onda de choque refletida possibilite o aumento da densidade e consequente redução da velocidade do fluido.

No intervalo de 0,25 ms, é possível visualizar o momento em que a onda de choque

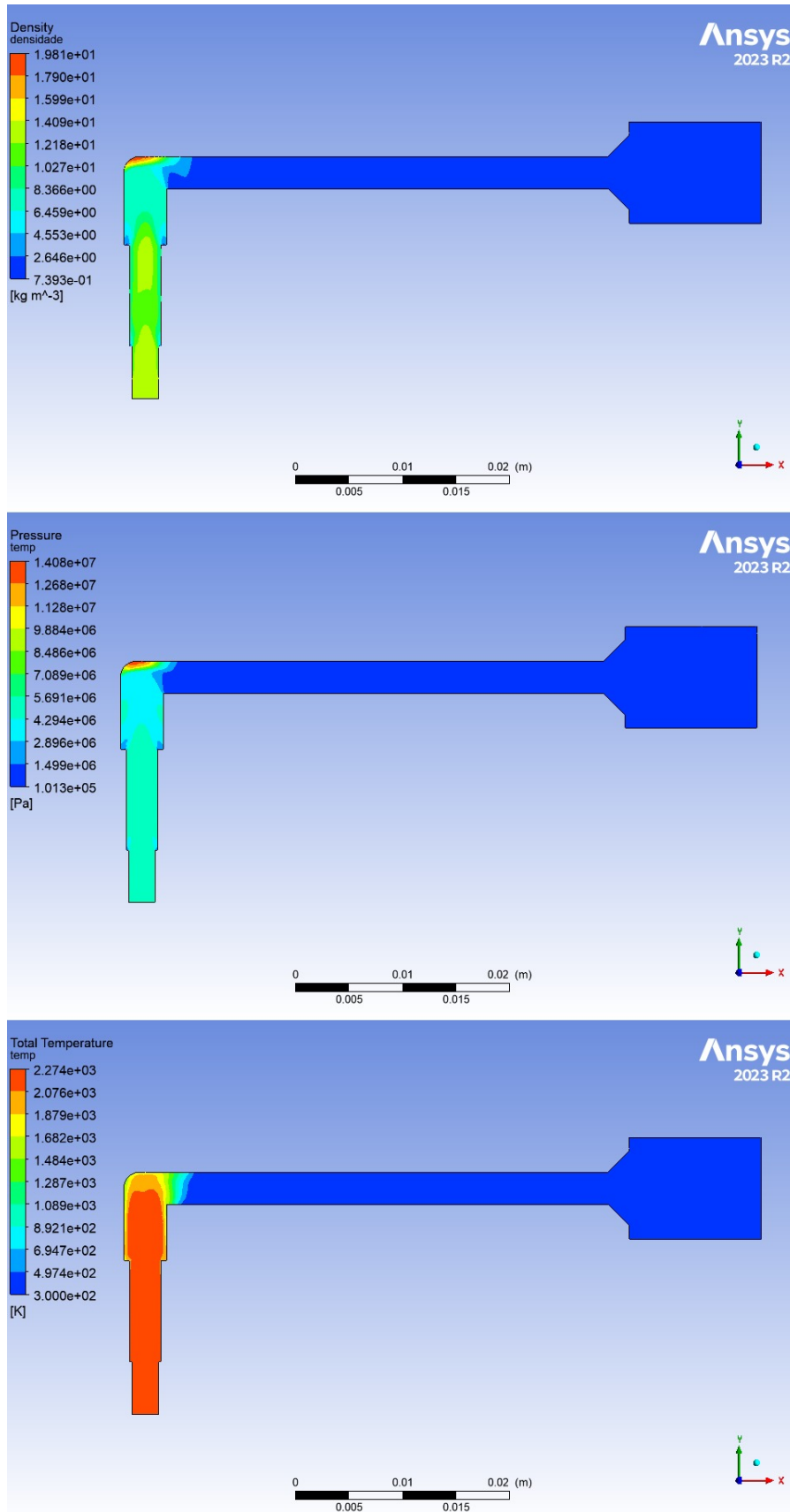


Figura 5.7 – Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 0,01$ ms.

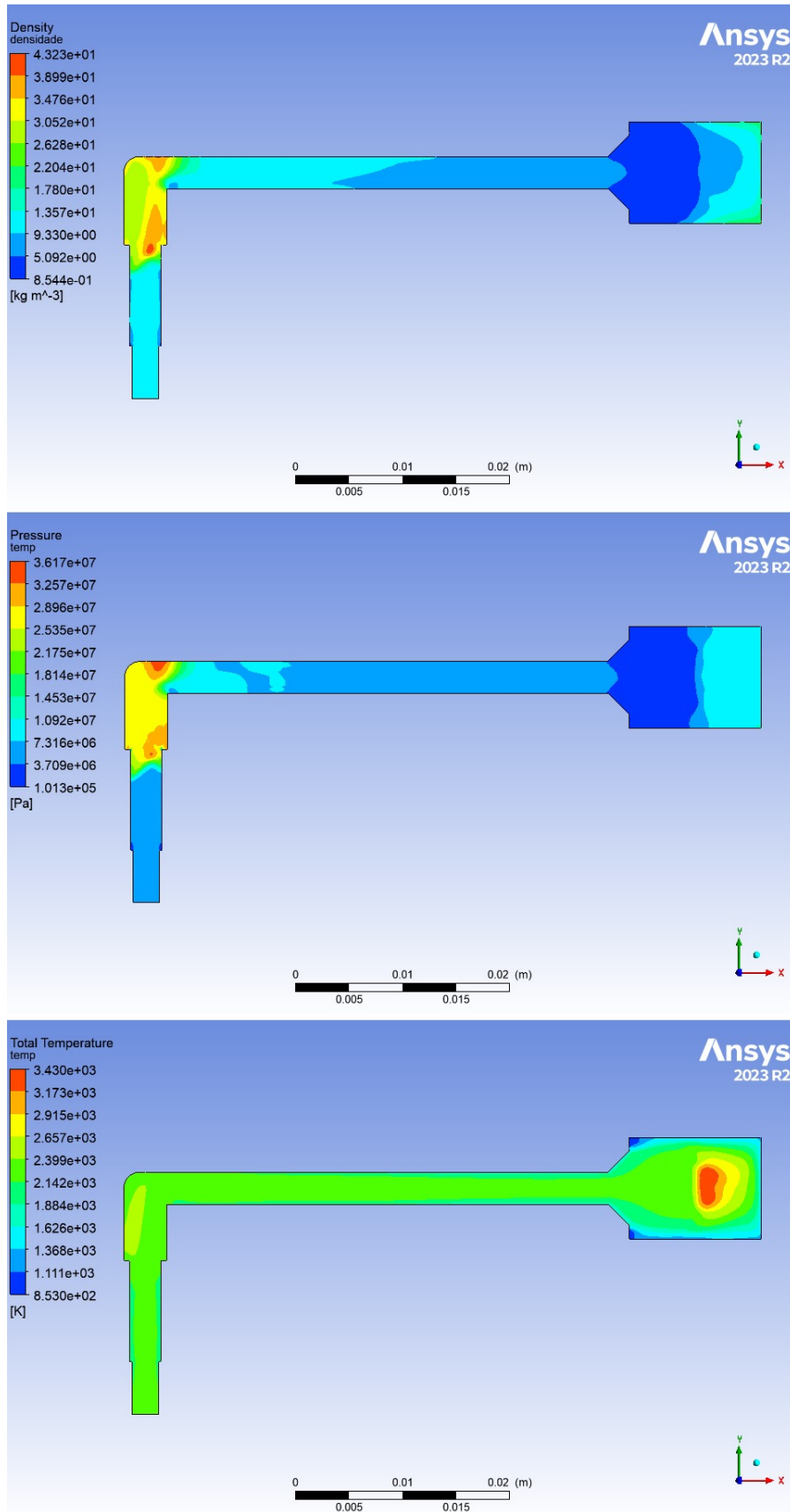


Figura 5.8 – Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 0,05$ ms.

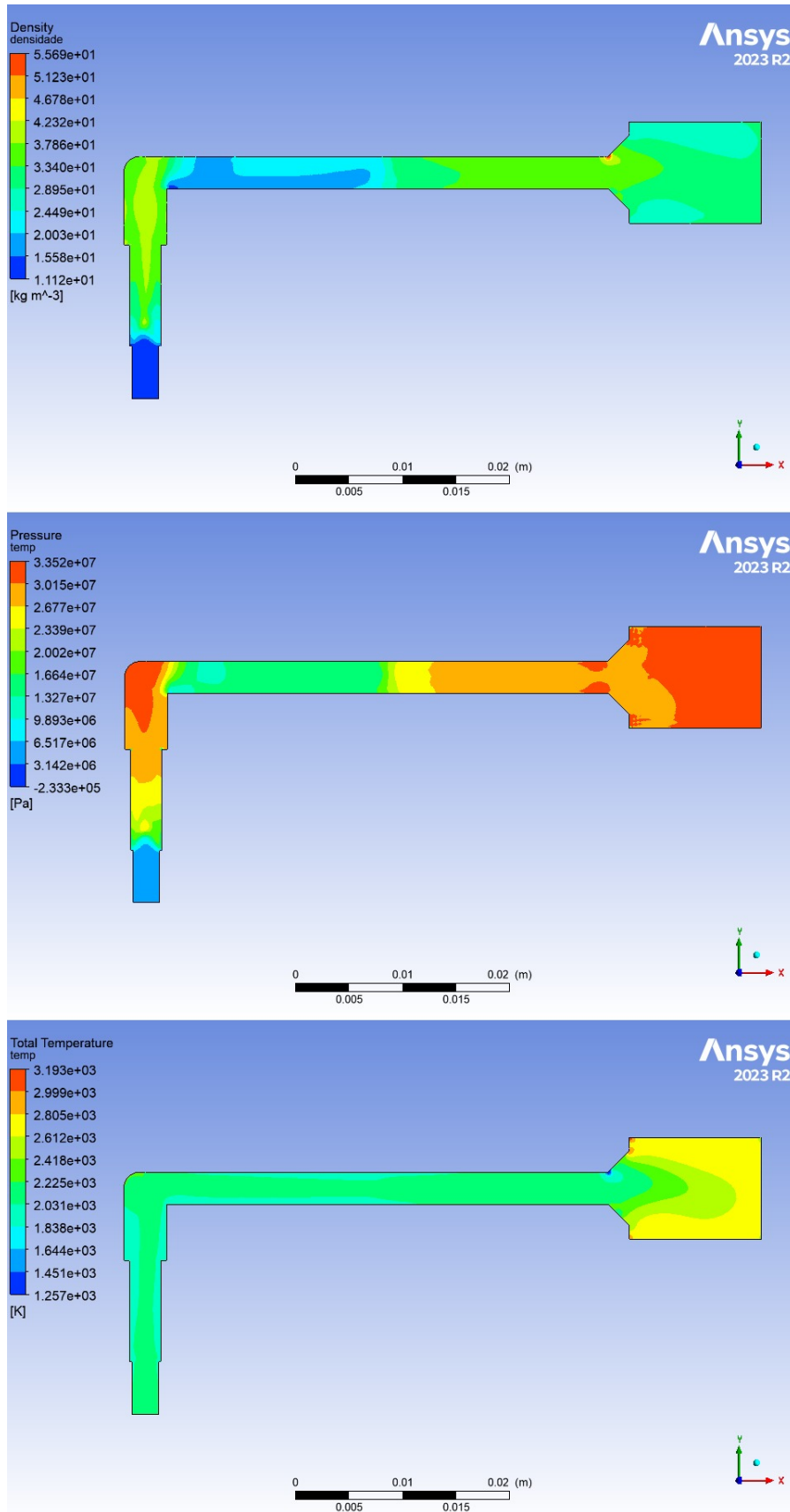


Figura 5.9 – Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 0,15$ ms.

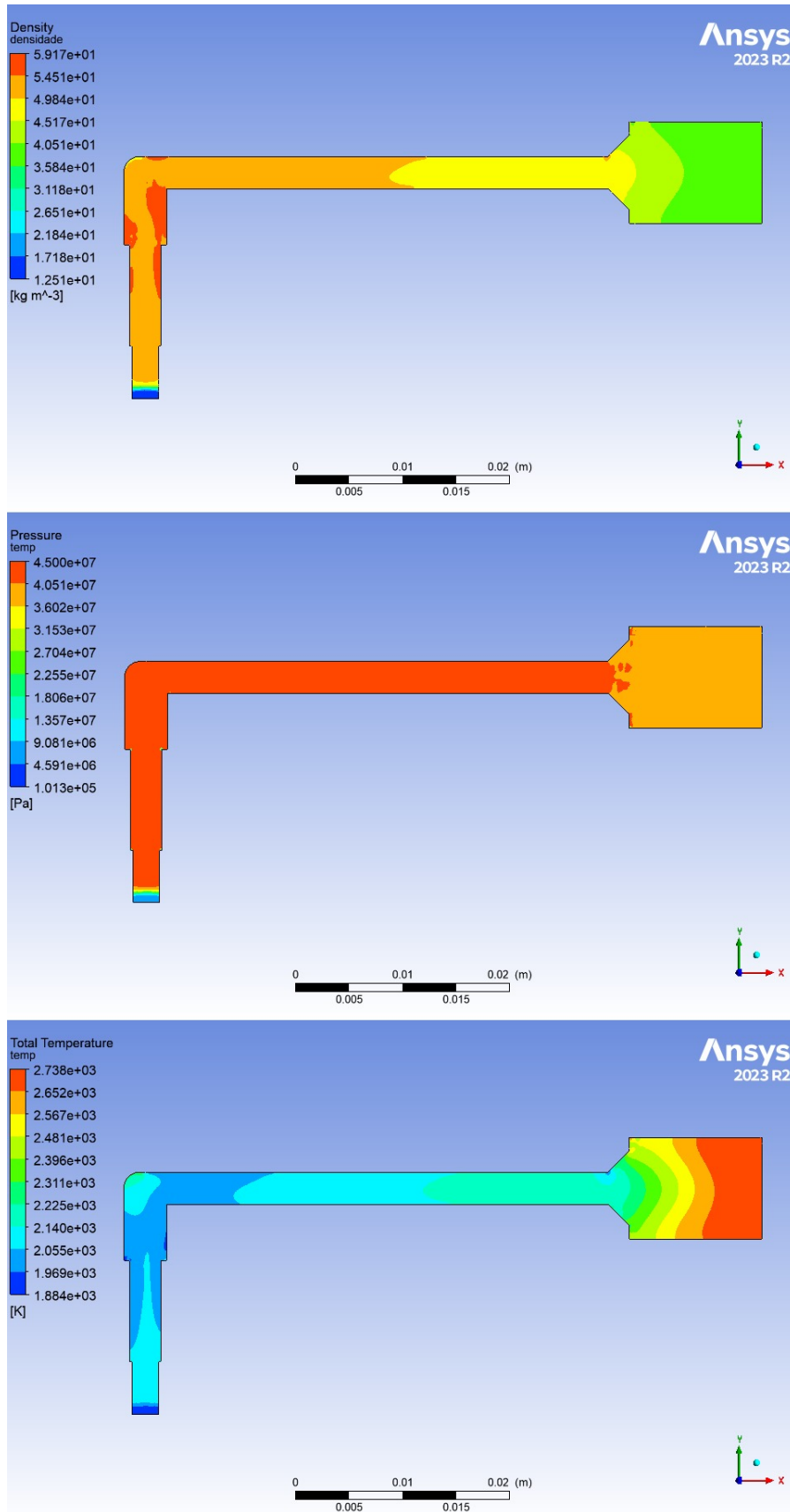


Figura 5.10 – Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 0,25$ ms.

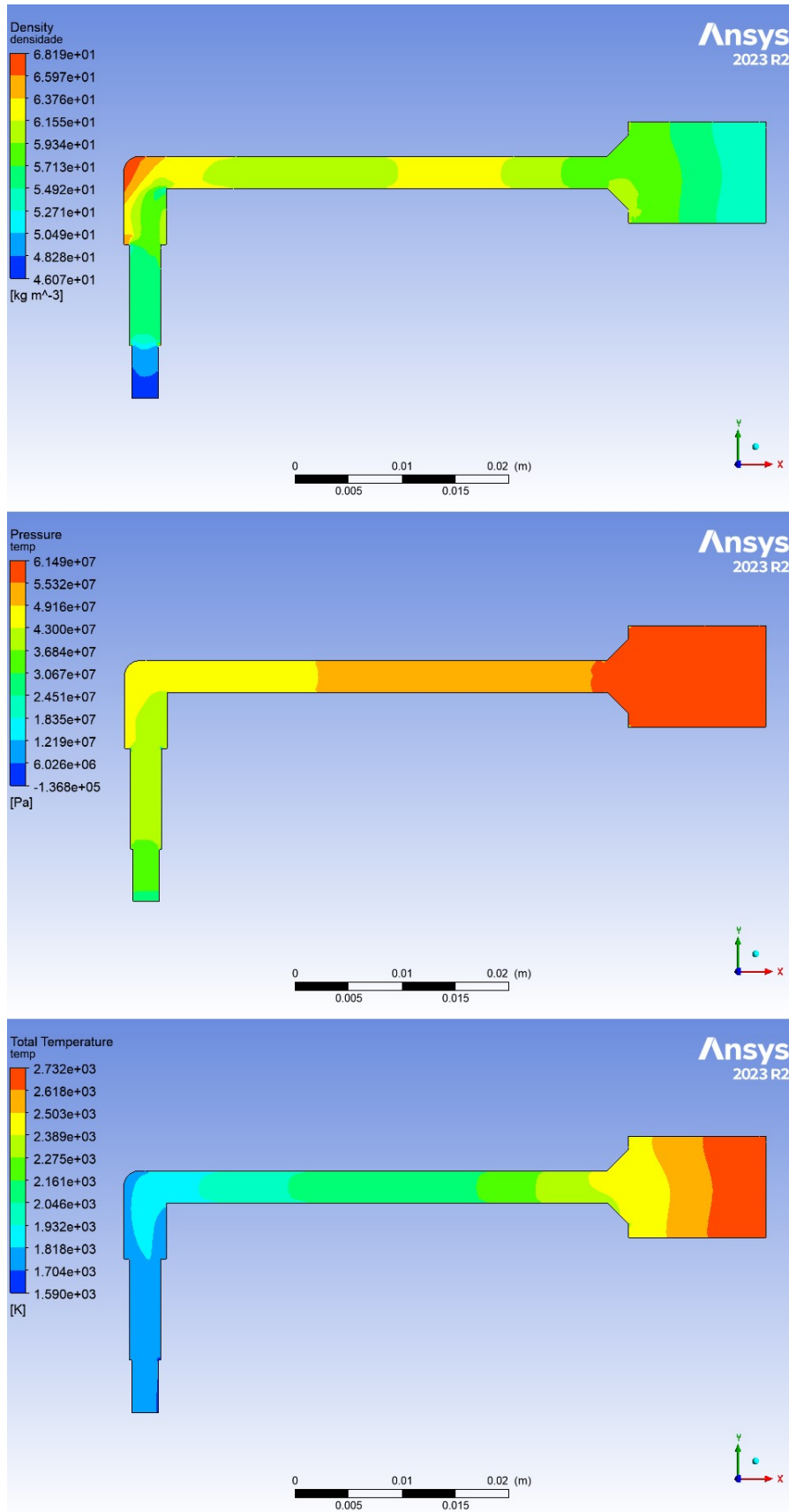


Figura 5.11 – Curvas de densidade, pressão e temperatura em t = 0,5 ms.

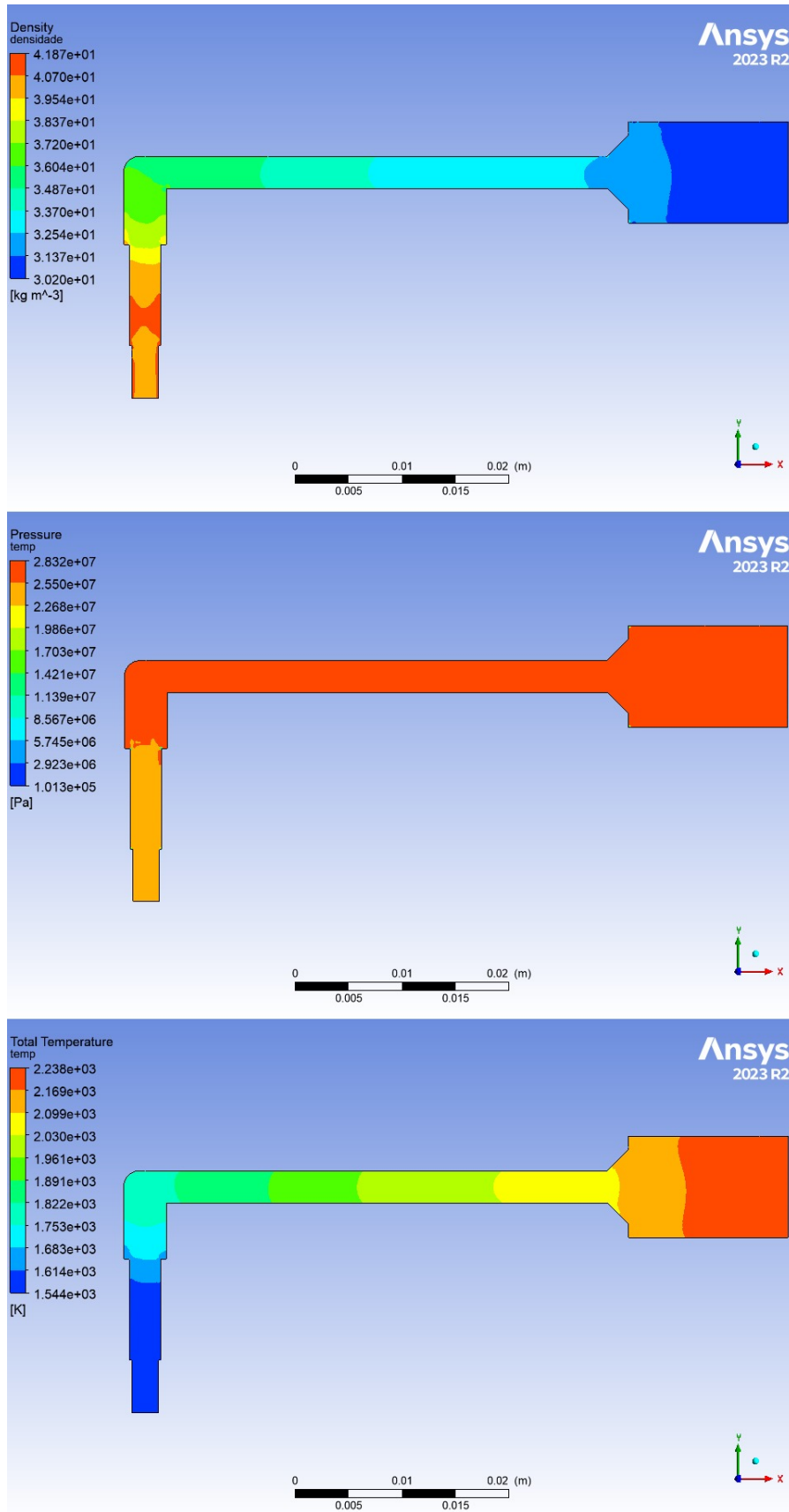


Figura 5.12 – Curvas de densidade, pressão e temperatura em $t = 1$ ms.

refletida retorna à entrada do volume de controle, conforme comentado anteriormente. Antes do ajuste fino dos parâmetros de relaxamento, a divergência da simulação ocorria no instante de tempo imediatamente posterior a esse instante.

Nos gráficos de velocidade, fluxo de massa e densidade, nota-se como é nesse momento em que há um salto abrupto nos valores dessas quantidades, representando a descontinuidade característica do deslocamento de ondas de choque.

Em $t = 0,5$ ms, após o gás de alta densidade e pressão se deslocar por todo o volume, o gradiente de pressão se inverte novamente, apresentando uma pressão mais elevada no cilindro de gases enquanto ela permanece com valores inferiores na região próxima à entrada. Nesse instante, o fluxo de massa já se inverteu, o que quer dizer que a região de entrada já se tornou uma região de saída para os gases no interior do volume.

No instante igual a 1 ms, pode-se observar como as quantidades termodinâmicas já estão quase uniformes ao longo do volume, e a parede do Cilindro de Gases já apresenta um deslocamento significativo. A partir daí, o domínio todo acompanha a condição de contorno de pressão na entrada.

5.3 Delineamento de Experimentos

Foi realizado um Delineamento de Experimentos com o objetivo de investigar de forma sistemática a influência dos principais parâmetros geométricos sobre a curva de pressão no interior do Cilindro de Gases. A partir de 12 combinações definidas entre as variáveis l e d , foram conduzidas simulações numéricas para cada configuração. A curva de pressão na parede móvel é mostrada para cada caso na Figura 5.13 abaixo.

A partir dessas curvas é possível notar, de maneira qualitativa, que a distância L parece ter uma maior influência sobre a curva de pressão do que o diâmetro d . Visando uma abordagem sistemática, a influência das variáveis d e L sobre cada uma das funções objetivo é quantificada por meio da Análise de Variância. A Tabela 5.1 abaixo mostra a ANOVA para a função Tempo de Pico.

Tabela 5.1 – Análise de Variância para Tempo de Pico

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	3	0,088470	0,029490	247,16	0,000
Linear	2	0,083981	0,041991	351,93	0,000
L	1	0,082546	0,082546	691,84	0,000
d	1	0,001435	0,001435	12,03	0,008
Quadrado	1	0,005372	0,005372	45,02	0,000
L*L	1	0,005372	0,005372	45,02	0,000
Erro	8	0,000955	0,000119		
Total	11	0,089425			

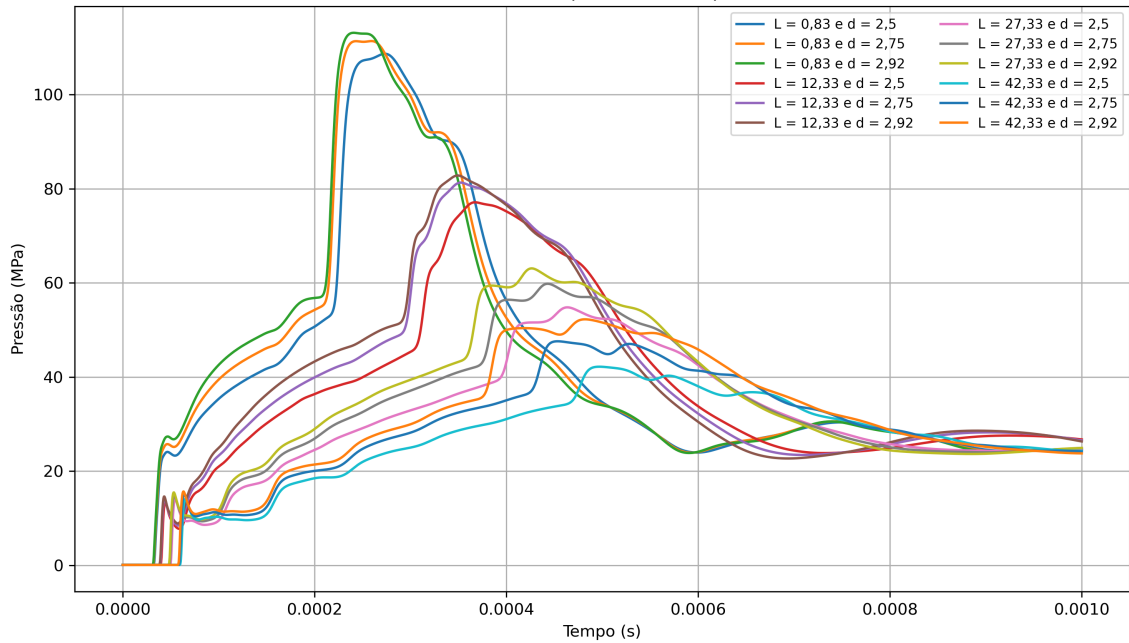


Figura 5.13 – Curvas de pressão em todos os pontos de design.

A Equação de Regressão em unidades não codificadas é dada pela Equação 5.1. O ajuste R^2 para a equação é igual a 98,93%. Foi adotado $\alpha = 0,15$ como critério de inclusão no método Stepwise, valor frequentemente utilizado em estudos exploratórios de DOE para evitar exclusão prematura de termos potencialmente relevantes.

$$\text{Tempo de Pico} = 0,4218 + 0,010205L - 0,0634d - 0,000113L^2 \quad (5.1)$$

onde L e d são dados em mm e o Tempo de Pico é dado em ms.

O Gráfico de Pareto para a função Tempo de Pico é mostrado na Figura 5.14. Nele, é possível perceber que tanto L como L^2 possuem uma influência maior que d sobre o Tempo de Pico. Ou seja, essa função depende fortemente do comprimento inicial do Cilindro de Gases.

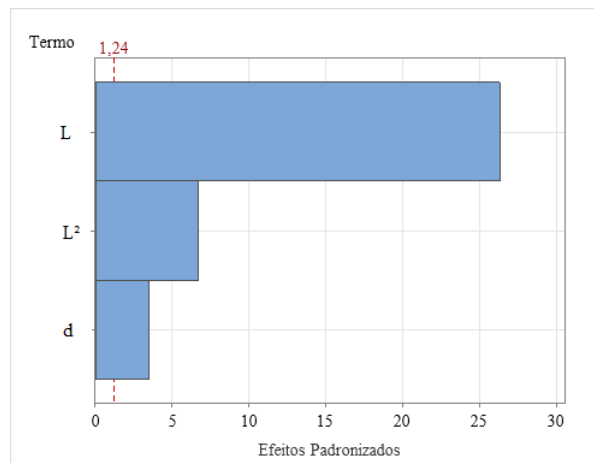


Figura 5.14 – Gráfico de Pareto para Tempo de Pico.

Em seguida, a mesma análise é obtida para a Pressão de Pico. A Tabela 5.2 abaixo exibe a ANOVA para a função Pressão de Pico.

Tabela 5.2 – Análise de Variância para Pressão de Pico

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	4	7114,33	1778,58	722,55	0,000
Linear	2	6748,66	3374,33	1370,83	0,000
L	1	6649,75	6649,75	2701,48	0,000
d	1	106,02	106,02	43,07	0,000
Quadrado	1	421,29	421,29	171,15	0,000
L*L	1	421,29	421,29	171,15	0,000
Interação com 2 Fatores	1	9,28	9,28	3,77	0,093
L*d	1	9,28	9,28	3,77	0,093
Erro	7	17,23	2,46		
Total	11	7131,57			

A Equação de Regressão em unidades não codificadas para a função Pressão de Pico é dada pela Equação 5.2. O ajuste R^2 para a equação é igual a 99,76%. A seleção das variáveis é feita por meio do método Stepwise, com $\alpha = 0,15$.

$$\text{Pressão de Pico} = 84,9 - 3,767L + 10,22d + 0,03177L^2 + 0,326Ld \quad (5.2)$$

onde L e d são dados em mm e o a Pressão de Pico é dada em MPa.

O Gráfico de Pareto para a função Pressão de Pico é mostrado na Figura 5.15. Observe o mesmo efeito do Tempo de Pico também na Pressão de Pico, sendo fortemente dependente do termo L.

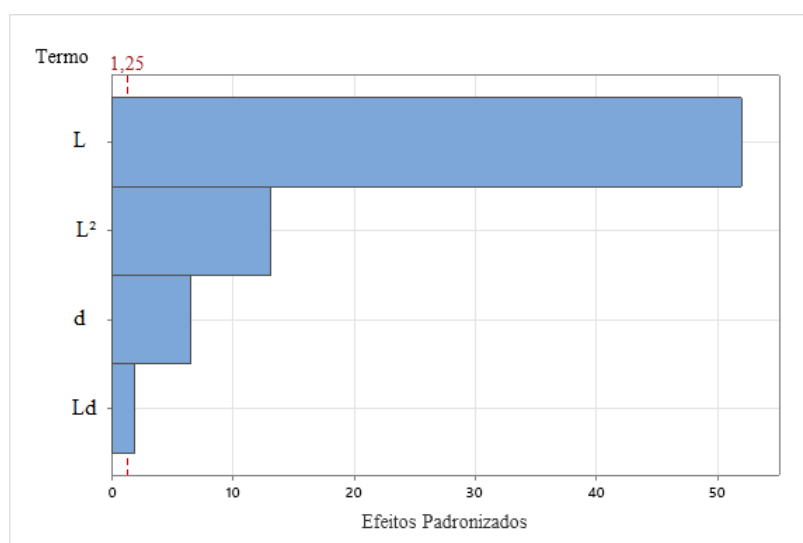


Figura 5.15 – Gráfico de Pareto para Pressão de Pico.

Por fim, resta realizar a análise para a função Impulso total. A Tabela 5.3 mostra a Análise de Variância para a função Impulso.

Tabela 5.3 – Análise de Variância

Fonte	GL	SQ (Aj.)	QM (Aj.)	Valor F	Valor-P
Modelo	4	1,71014	0,42754	943,18	0,000
Linear	2	1,70052	0,85026	1875,74	0,000
L	1	1,63558	1,63558	3608,21	0,000
d	1	0,06778	0,06778	149,53	0,000
Quadrado	1	0,01566	0,01566	34,55	0,001
L*L	1	0,01566	0,01566	34,55	0,001
Interação com 2 Fatores	1	0,01580	0,01580	34,85	0,001
L*d	1	0,01580	0,01580	34,85	0,001
Erro	7	0,00317	0,00045		
Total	11	1,71332			

A Equação de Regressão em unidades não codificadas é dada pela Equação 5.3. O ajuste R^2 para a equação é igual a 99,81%. A seleção das variáveis é feita por meio do método Stepwise, com $\alpha = 0,15$.

$$\text{Impulso} = 2,609 - 0,06854L + 0,1459d + 0,000194L^2 + 0,01346Ld \quad (5.3)$$

onde L e d são dados em mm e o Impulso é dado em N.s.

O Gráfico de Pareto para a função Pressão de Pico é mostrado na Figura 5.16. Observa-se que, nesse caso, a variável mais importante continua sendo L. No entanto, logo em seguida aparece a variável d, e inclusive o termo Ld causa um efeito maior do que L^2 nesse caso. Isso denota que o diâmetro possui uma maior influência sobre a função Impulso, em relação às outras duas funções.

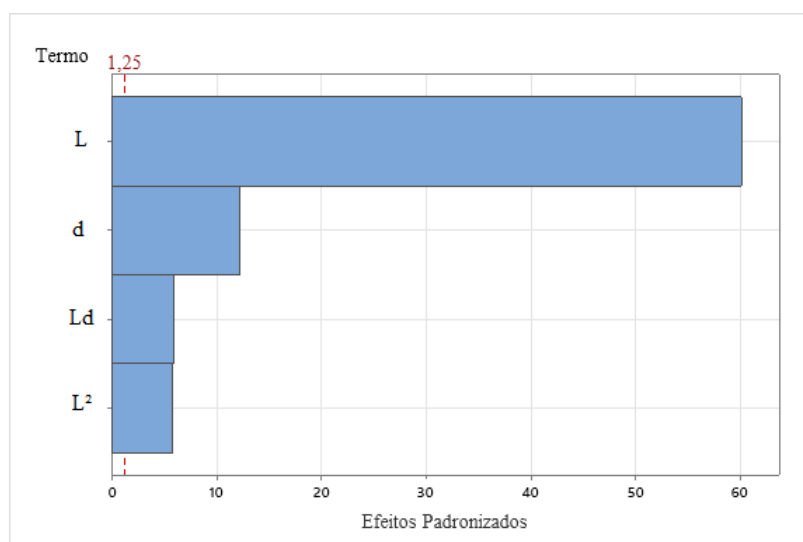


Figura 5.16 – Gráfico de Pareto para Impulso.

Dessa forma, é possível perceber que a variável L é a variável mais determinante do problema. Observando as equações de regressão, nota-se que o aumento do valor de L é capaz

de reduzir a Pressão de Pico e aumentar o Tempo de Pico, no entanto é inevitável que isso cause uma redução no valor do Impulso.

Assim, resta utilizar uma solução de compromisso entre esses fatores. Para tal, o caso é otimizado. Conforme citado anteriormente, o objetivo é maximizar o Tempo de Pico, minimizar a Pressão de Pico e manter o mesmo valor para o Impulso.

Com esses critérios, o ponto ótimo com maior *desirability* composta possui os valores de L e d iguais a 16,34 mm e 2,90 mm, respectivamente.

A Figura 5.17 exibe o espaço de design com as isolinhas correspondentes a cada função objetivo. O ponto que representa o caso base está destacado em vermelho, na interseção das isolinhas. A região em branco representa o espaço onde o Tempo de Pico é maior, a Pressão de Pico é menor e o Impulso é constante. O ponto em azul representa o ponto ótimo.

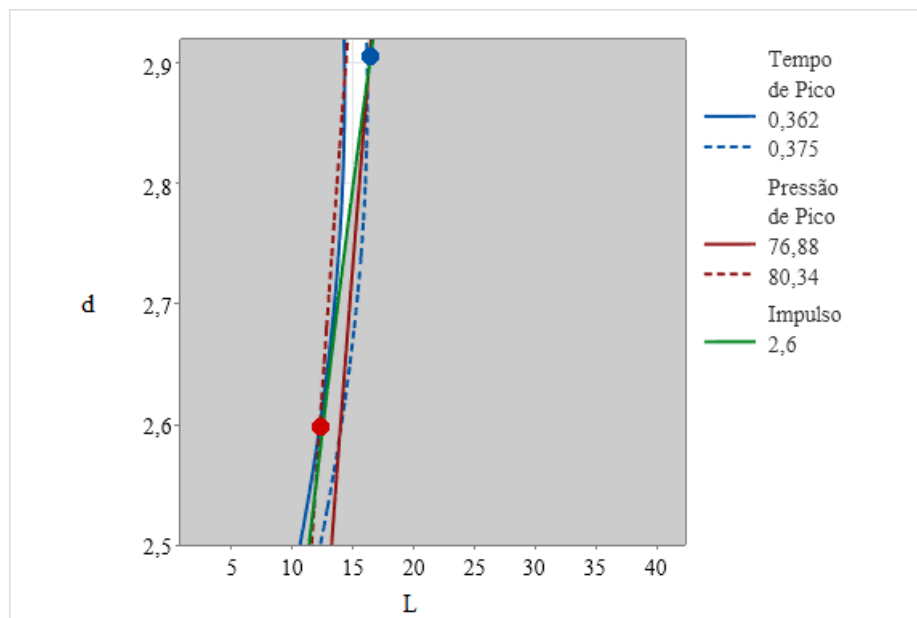


Figura 5.17 – Gráfico de contorno das variáveis L e d com valores fixados para as funções objetivo.

Observa-se que a otimização possibilitou um aumento de 3,6% para o valor do Tempo de Pico e uma redução de 4,3% para o valor da Pressão de Pico.

Vale notar que há pouco espaço para otimização do sistema com os requisitos impostos. A redução na Pressão de Pico e aumento do Tempo de Pico é muito custoso para o Impulso, sendo necessário aumentar o valor de d para compensar a perda no Impulso causada pelo aumento de L.

Por esse motivo, opta-se por considerar também o caso onde se permite uma redução de até 5% no valor do Impulso. Uma nova otimização é realizada, buscando-se minimizar a Pressão de Pico, maximizar o Tempo de Pico e atingir o valor alvo de 2,47 N.s para o Impulso.

Com esses critérios, o ponto ótimo com maior *desirability* composta possui os valores

de L e d iguais a 22,58 mm e 2,91 mm, respectivamente.

A Figura 5.18 exibe o espaço de design com as isolinhas correspondentes a cada função objetivo. O ponto que representa o caso base está destacado em vermelho, na interseção das isolinhas. A região em branco representa o espaço onde o Tempo de Pico é maior, a Pressão de Pico é menor e o Impulso está entre 2,6 N.s (Caso Base) e 2,47 N.s (Redução de 5%). O ponto em azul representa o ponto ótimo com redução de 5% no valor do Impulso.

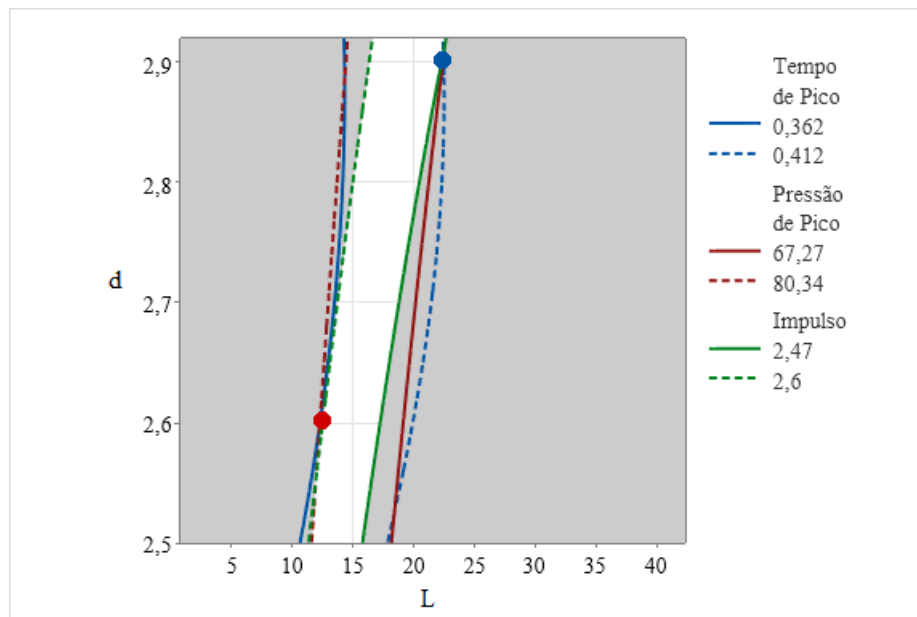


Figura 5.18 – Gráfico de contorno das variáveis L e d com valores fixados para as funções objetivo (Impulso -5%).

Pode-se observar que o relaxamento da restrição referente ao Impulso aumenta a região onde há possibilidade de otimização do sistema. O novo ponto ótimo possibilita um aumento de 13,8% para o Tempo de Pico e uma redução de 16,3% para a Pressão de Pico, enquanto permite a redução do valor do Impulso em apenas 5%.

Resta saber se, na prática, o armamento real continuará funcionando de maneira confiável com essa redução do Impulso.

A simulação numérica foi realizada e as curvas de pressão na face móvel foram obtidas para as geometrias correspondentes aos pontos ótimos. A Figura 5.19 abaixo mostra as curvas de pressão por tempo para cada um dos três casos. É possível notar como a área das curvas é similar, ao passo que o caso otimizado apresenta uma curva com leve redução na região do pico e leve aumento na parte posterior. Já o caso otimizado com redução do Impulso é ainda mais achatado, com redução maior no pico e aumento significativo da pressão na segunda metade do intervalo de tempo.

A Tabela 5.4 abaixo mostra o compilado dos dados para o Caso Base, o Ponto Ótimo e o Ponto Ótimo com 5% de redução no Impulso.

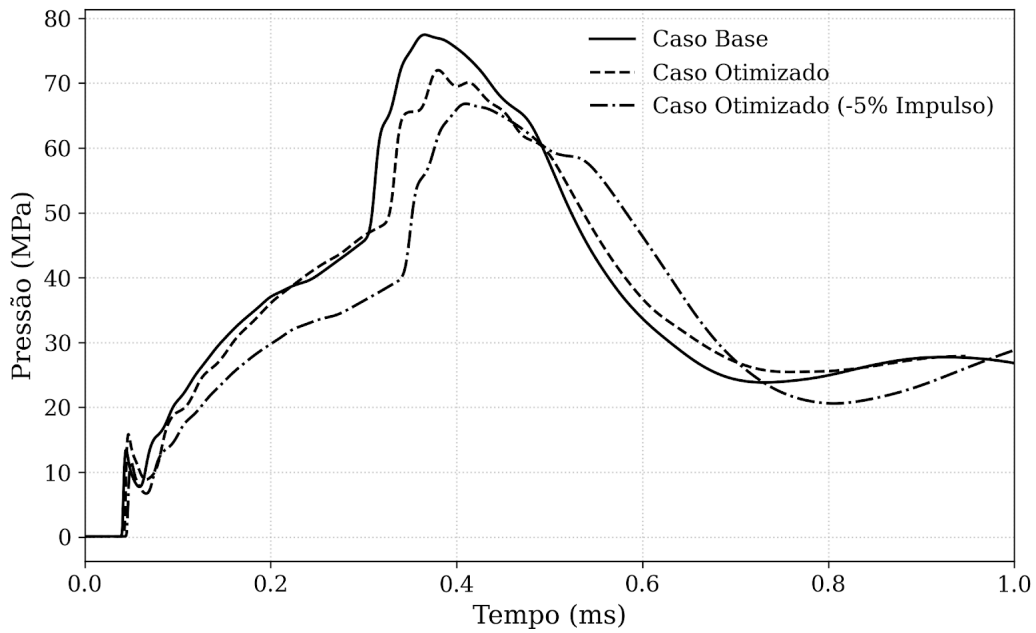


Figura 5.19 – Comparativo das curvas de pressão.

Tabela 5.4 – Resultados da otimização.

L (mm)	d (mm)	Tempo de Pico (ms)	Pressão de Pico (MPa)	Impulso (N.s)
12,33	2,60	0,362	80,34	2,60
16,34	2,90	0,375	76,88	2,60
22,58	2,91	0,412	67,27	2,47

5.4 Geometrias Alternativas

Nesta etapa, foram selecionadas e simuladas algumas geometrias para o problema. A primeira traz a inclusão de um furo no cilindro de gases, exposto desde o início da simulação. A segunda trabalha com uma antecâmara para acúmulo de pressão. A terceira analisa o efeito do diâmetro do canal longitudinal na curva de pressão.

5.4.1 Geometria com orifício de saída no cilindro de gases

Foi realizada a simulação numérica do caso com uma aresta de 1,5 mm de comprimento a 1,5 mm de distância da parede móvel, utilizada como "pressure-outlet" e com pressão atmosférica.

A Figura 5.20 exibe as curvas de pressão para o caso base e o caso experimental, com a inclusão do orifício na região do cilindro de gases. É possível notar como a inclusão dessa geometria causa uma redução significativa na curva de pressão. A geometria não altera o formato da curva, mas sua intensidade: A pressão de pico atinge apenas cerca de 50 MPa, enquanto no caso base ela chega a quase 80 MPa.

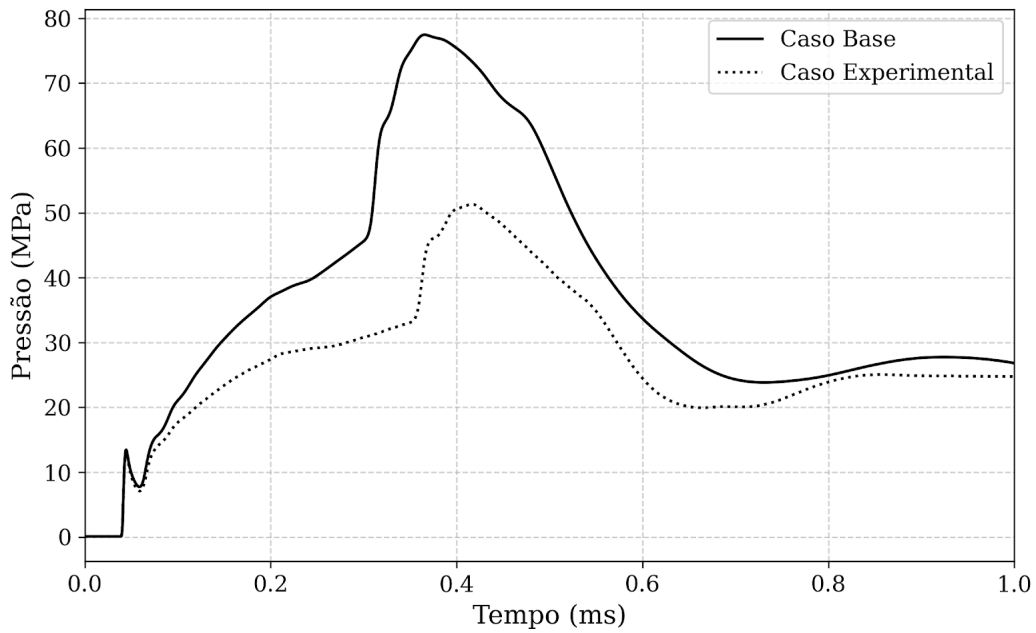


Figura 5.20 – Curva de pressão com e sem o orifício.

A Figura 5.21 mostra o comportamento do fluxo de massa durante a simulação, trazendo as duas curvas de fluxo na entrada e uma curva do fluxo de saída no orifício. Primeiramente, ressalta-se como a inclusão do furo causou o retardo da reflexão da onda de choque, portanto atrasando o ponto em que o fluxo de massa apresenta uma descontinuidade.

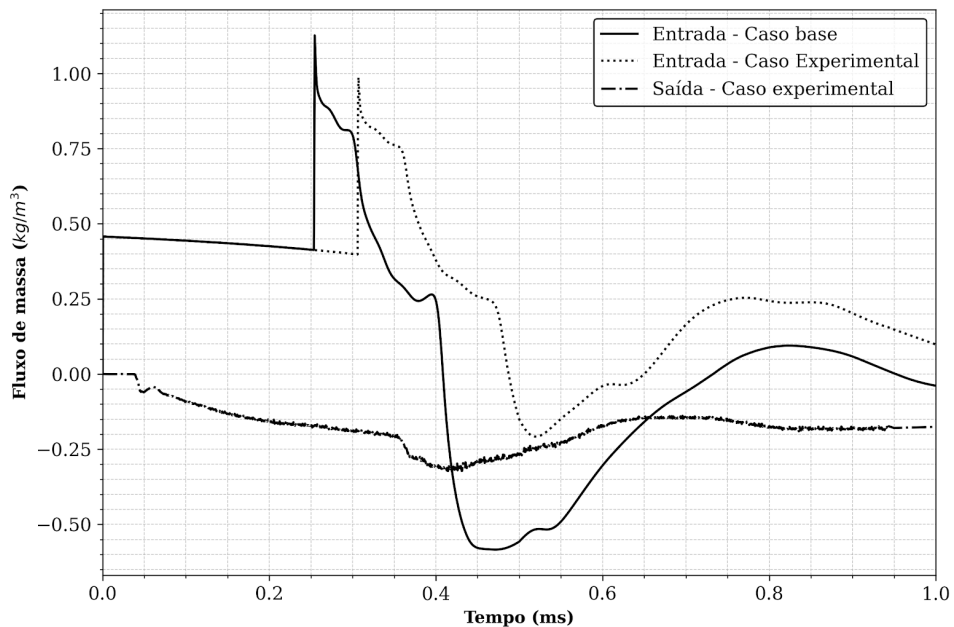


Figura 5.21 – Fluxo de massa com e sem o orifício.

A curva que exibe o fluxo de massa através do orifício de saída mostra como esse fluxo é relevante, correspondendo a cerca de 30% da magnitude do fluxo nos instantes iniciais do deslocamento da onda de choque. A curva de entrada do fluxo de massa praticamente não

atinge valores negativos, ou seja, diferente do caso base, onde o gás retorna para o cano a partir de cerca de 0,4 ms, no caso com o orifício praticamente todo o excesso de massa sai através do orifício, com um fluxo muito pequeno em direção ao cano.

5.4.2 Geometria com câmara para acúmulo de pressão

A Figura 5.22 mostra os resultados da curva de pressão para o caso base e o caso experimental, contendo a antecâmara para acúmulo de pressão mencionada anteriormente. Nota-se como a inclusão dessa geometria possibilita adiantar a elevação da pressão no cilindro de gases. Isso ocorre pois a onda de choque é refletida logo no início do volume de controle, permitindo rápido aumento da densidade e do fluxo de massa na entrada.

A Figura 5.23 ilustra o contorno de pressão para os dois casos em $t = 0,15$ ms, onde é possível notar claramente a diferença no desenvolvimento das curvas pressão. No mesmo instante de tempo, a pressão no caso base possui valores máximos próximos de 30 MPa, na face móvel e na região do cotovelo, enquanto para o caso com a antecâmara, é possível notar que a pressão na região do orifício de tomada de gases já possui uma pressão de cerca de 70 MPa, enquanto a pressão na face móvel fica próxima dos 30 MPa.

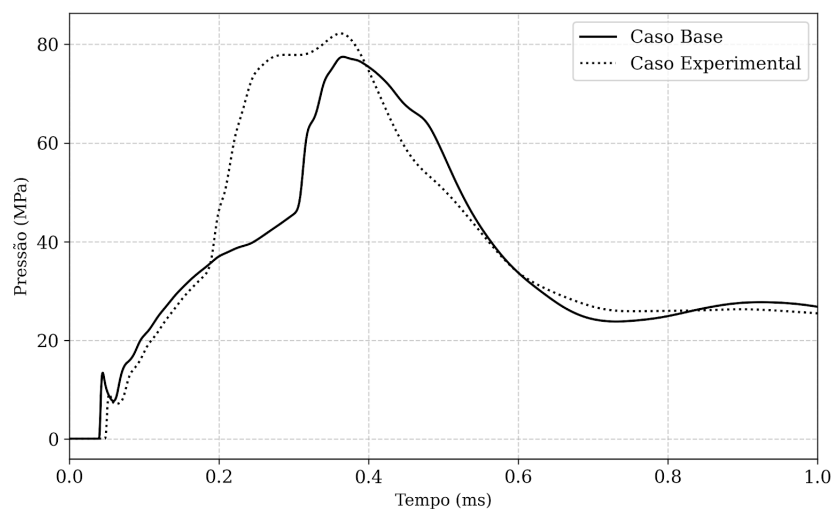


Figura 5.22 – Curva de pressão com e sem a antecâmara.

Por um lado, a elevação mais rápida da pressão no interior do volume é o contrário do efeito desejado. Por outro lado, fica claro como a inclusão dessa geometria permite alterar o formato da curva de pressão, possivelmente permitindo uma curva com o mesmo impulso e Pressão de Pico menor até mesmo do que nos casos ótimos do Delineamento de Experimento.

Na Figura 5.24, observa-se o efeito da antecâmara no fluxo de massa, onde é possível confirmar que a descontinuidade no fluxo ocorre anteriormente em relação ao caso base. Em contraste, os gases começam a retornar para o cano também mais cedo do que o caso base.

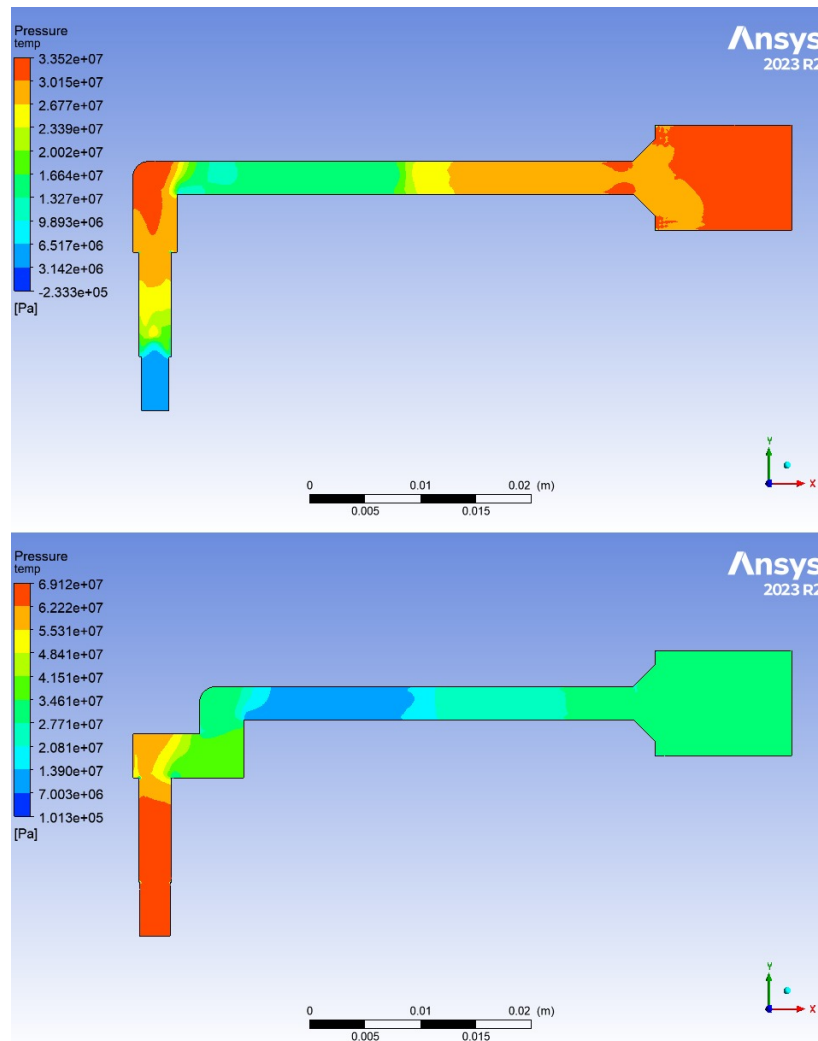


Figura 5.23 – Contorno de pressão comparativo em $t = 0,15$ ms.

Dessa forma, nota-se o potencial de cada uma dessas geometrias para modular a curva de pressão no sistema de gases.

A inclusão do furo próximo à face móvel é capaz de causar uma pequena redução no impulso total, mantendo o formato da curva e apenas reduzindo suavemente sua amplitude. Isso explica porque o FAL utilizava esse tipo de ajuste no seu sistema, onde um anel com dez pequenos orifícios podia ser posicionado para a descarga de gás próxima à face móvel do Cilindro de Gases.

A inclusão da antecâmara na geometria, similar ao que é feito em alguns fuzis modernos, permite a elevação mais rápida da pressão no Cilindro de Gases. Esse sistema pode apresentar grande potencial de achatar a curva de pressão, utilizando um valor menor do que o caso base para o diâmetro do orifício de tomada de gases e um valor maior para o comprimento L , permitindo retardar o Tempo de Pico e diminuir a Pressão de Pico enquanto a redução do Impulso é compensada.

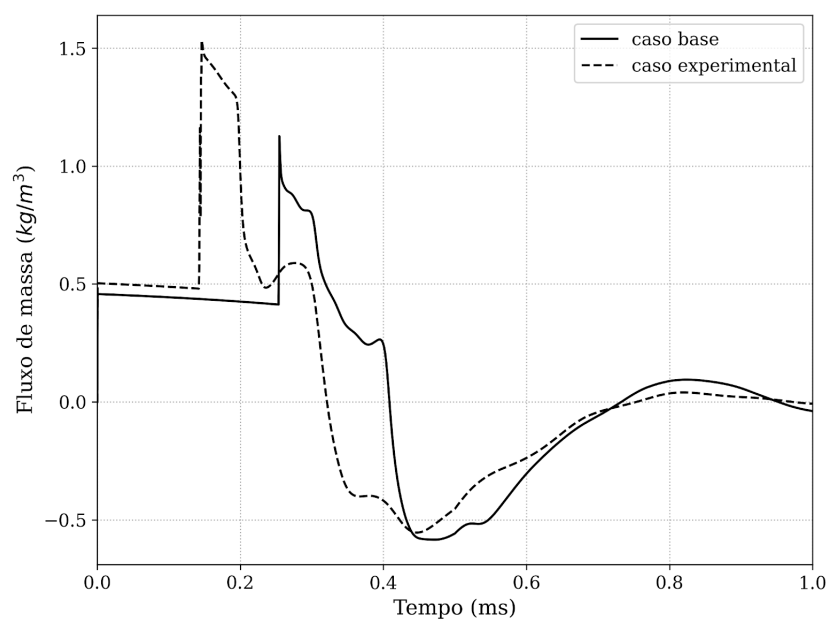


Figura 5.24 – Comparativo do Fluxo de massa na entrada.

6 CONCLUSÃO

O presente trabalho teve como objetivo investigar o comportamento do escoamento compressível no interior do sistema de gases de armamentos automáticos, combinando análise teórica, simulação numérica por Dinâmica dos Fluidos Computacional (CFD) e dados experimentais obtidos em disparos reais. Buscou-se compreender de que maneira diferentes parâmetros geométricos influenciam a curva de pressão responsável pelo acionamento do sistema de automatismo, bem como avaliar possíveis modificações de projeto capazes de melhorar o desempenho e a confiabilidade desse mecanismo.

Inicialmente, verificou-se que a analogia entre o escoamento no interior do sistema de gases e o fenômeno clássico do tubo de choque constitui uma aproximação adequada para a compreensão do problema físico. Os valores estimados analiticamente para a velocidade de propagação da onda de choque, bem como para a pressão e densidade do gás imediatamente atrás da frente de onda, apresentaram boa concordância com os resultados obtidos por meio das simulações numéricas. As pequenas discrepâncias observadas podem ser atribuídas principalmente à presença de elementos geométricos não contemplados na formulação idealizada do tubo de choque, em especial o cotovelo existente no sistema real, onde ocorrem perdas de carga significativas e mudanças abruptas na direção do escoamento.

A validação do modelo numérico foi realizada por meio da comparação entre resultados simulados e medições experimentais obtidas durante disparos reais. Observou-se boa concordância entre as curvas de pressão medidas e aquelas obtidas numericamente, bem como entre o deslocamento da parede móvel previsto pela simulação e o deslocamento observado em filmagens de alta velocidade. Esses resultados indicam que o modelo numérico desenvolvido é capaz de reproduzir adequadamente os principais fenômenos físicos envolvidos no funcionamento do sistema de gases.

A análise paramétrica conduzida ao longo deste trabalho permitiu identificar quais variáveis geométricas exercem maior influência sobre a forma da curva de pressão no interior do cilindro de gases. Em particular, verificou-se que o comprimento inicial do volume do cilindro de gases, representado pela variável L , exerce influência significativamente maior sobre a evolução da pressão do que o diâmetro d do orifício de tomada de gases. Essa constatação possui relevância direta para o processo de projeto de novos armamentos, uma vez que esses dois parâmetros são tradicionalmente utilizados para ajustar o comportamento do sistema de automatismo. Os resultados obtidos indicam que alterações no comprimento do volume inicial do cilindro de gases constituem um meio mais eficaz de controlar a dinâmica da pressão no sistema.

Outro resultado importante diz respeito à influência do movimento do cilindro de ga-

ses sobre o escoamento. As simulações realizadas com malha dinâmica indicaram que a curva de pressão se desenvolve quase integralmente enquanto o deslocamento da parede móvel permanece inferior a aproximadamente 2 mm. Isso significa que, durante a fase mais intensa da curva de pressão, o volume do cilindro pode ser considerado praticamente constante. Dessa forma, conclui-se que o movimento do cilindro de gases exerce influência desprezível sobre a dinâmica inicial do escoamento. Como consequência, em estudos preliminares de projeto, é possível realizar simulações sem o uso de malha dinâmica, reduzindo significativamente o custo computacional sem comprometer de forma relevante a precisão da curva de pressão obtida.

Com base no modelo validado, foi possível avaliar diferentes modificações geométricas no sistema de gases, com o objetivo de investigar possíveis formas de suavizar a curva de pressão responsável pelo acionamento do mecanismo. Entre as configurações analisadas, destacou-se a introdução de uma pequena antecâmara no interior do cilindro de gases, destinada a promover um acúmulo inicial de pressão antes da propagação do escoamento para o restante do volume de controle. Os resultados indicaram que essa configuração é capaz de uniformizar mais rapidamente a pressão no interior do cilindro e reduzir as velocidades locais do escoamento em parte do domínio. Esse comportamento pode contribuir para a redução do desgaste mecânico das peças e para a diminuição da transferência de calor para as paredes do sistema, além de produzir o efeito desejado de suavização da curva de pressão.

Também foi analisada a inclusão de orifícios adicionais expostos ao escoamento desde o início do processo, de forma semelhante ao mecanismo de ajuste de pressão presente em armamentos como o FAL. Observou-se que essa estratégia é capaz de reduzir a intensidade da curva de pressão, diminuindo o valor máximo atingido pela pressão no sistema. No entanto, verificou-se que essa solução tem pouca influência sobre o formato geral da curva, atuando predominantemente como um mecanismo de alívio de pressão.

Do ponto de vista científico, este trabalho contribui para a compreensão do escoamento compressível altamente transiente presente em sistemas de automatismo operados a gás. A análise realizada demonstrou que fenômenos típicos de dinâmica dos gases compressíveis, como a propagação de ondas de choque e processos de expansão rápida, desempenham papel central na formação da curva de pressão responsável pelo acionamento do mecanismo. A boa concordância observada entre as estimativas analíticas baseadas na analogia com o tubo de choque e os resultados obtidos por meio da simulação numérica reforça a validade dessa abordagem simplificada como ferramenta de interpretação física do fenômeno.

Do ponto de vista tecnológico, os resultados obtidos possuem aplicação direta no processo de projeto de novos armamentos e na otimização de sistemas existentes. A metodologia desenvolvida neste trabalho permite avaliar, ainda na fase de projeto, o impacto de diferentes parâmetros geométricos sobre o comportamento da curva de pressão no sistema de gases. Dessa forma, torna-se possível reduzir significativamente o processo tradicional de tentativa e erro empregado no desenvolvimento de sistemas de automatismo, contribuindo para ciclos de projeto

mais curtos e para o desenvolvimento de soluções mais robustas e confiáveis.

Cabe ainda destacar que estudos envolvendo a aplicação de Dinâmica dos Fluidos Computacional à análise detalhada de sistemas de automatismo de armamentos ainda são relativamente escassos na literatura aberta, em grande parte devido às limitações experimentais e à natureza frequentemente restrita desses sistemas. Nesse contexto, o presente trabalho demonstra o potencial da integração entre experimentação, modelagem analítica e simulação numérica como ferramenta de apoio ao desenvolvimento de sistemas balísticos e mecanismos operados a gás.

Por fim, conclui-se que a combinação entre análise física, validação experimental e modelagem numérica constitui uma abordagem promissora para o estudo e aprimoramento de sistemas de automatismo operados a gás, permitindo não apenas compreender com maior profundidade os fenômenos envolvidos, mas também orientar de forma mais eficiente o processo de projeto de novos sistemas.

6.1 Trabalhos futuros

Embora os resultados obtidos neste estudo indiquem caminhos promissores para o aprimoramento do sistema de automatismo, a confirmação definitiva das hipóteses levantadas requer a realização de novos ensaios experimentais. Como continuidade natural deste trabalho, propõe-se a fabricação das peças necessárias para a implementação das duas configurações geométricas consideradas mais promissoras a partir do estudo do Delineamento de Experimentos.

Para tal, será necessário fabricar dois novos Cilindros de Gases com os comprimentos correspondentes aos valores ótimos identificados durante a etapa de otimização, bem como um Obturador de Gases modificado contendo a antecâmara proposta. A geometria proposta para o Obturador pode ser vista na Figura 6.1. Com esses componentes, será possível realizar ensaios experimentais destinados a verificar se as configurações propostas são de fato capazes de suavizar o comportamento do sistema de automatismo sem comprometer a confiabilidade do funcionamento do armamento.

A realização desses experimentos permitirá comparar diretamente as curvas de pressão e o comportamento dinâmico do mecanismo nas diferentes configurações analisadas, fornecendo uma validação adicional para os resultados obtidos por meio das simulações numéricas.

Pretende-se realizar esses ensaios em etapa posterior. Atualmente, o equipamento utilizado nos experimentos preliminares encontra-se indisponível para operação, o que impede a realização imediata dessa etapa de validação. Uma vez restabelecida essa infraestrutura experimental, será possível aprofundar a investigação iniciada neste trabalho e consolidar as conclusões obtidas.

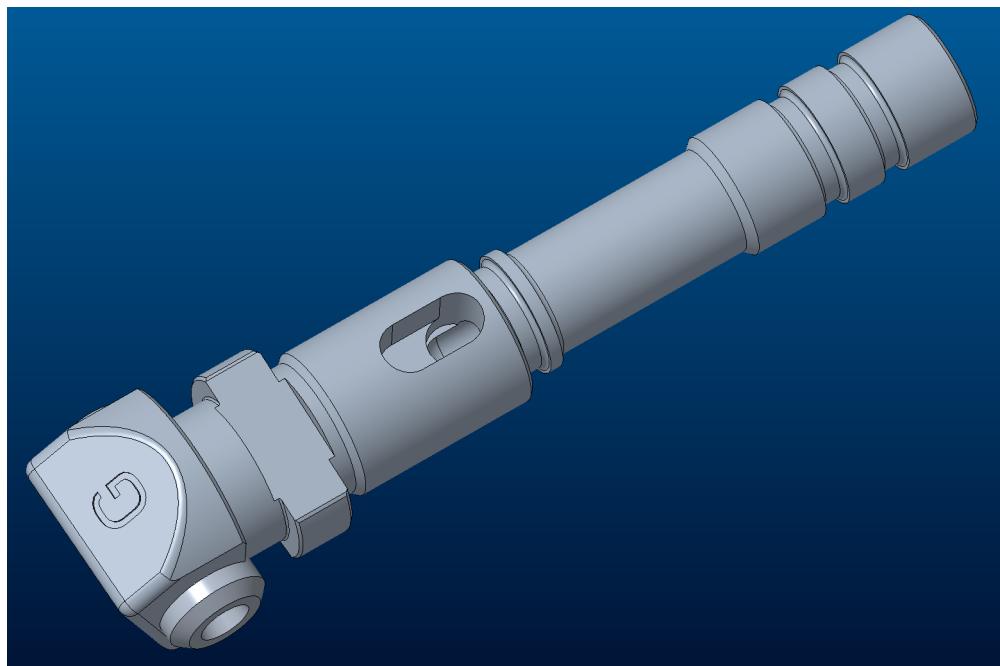


Figura 6.1 – Geometria proposta para o Obturador do cilindro de Gases.

REFERÊNCIAS

- ANSYS, Inc. *ANSYS Fluent Theory Guide*. Release 12.0. Southpointe, 275 Technology Drive, Canonsburg, PA 15317, 2009. Section 18.1.2: Density-Based Solver. Disponível em: <<https://www.afs.enea.it/project/neptunius/docs/fluent/html/th/node362.htm>>. 49, 53
- Beretta Defense Technologies. *New Assault Rifle Platform (NARP)*. 2023. <<https://www.berettadefense.com/products/new-assault-rifle-platform/>>. Accessed: 2025-12-08. 20
- BLACKMORE, H. L. *Guns and Rifles of the World*. New York: Viking Press, 1965. 17
- BOOT, M. *War Made New: Weapons, Warriors, and the Making of the Modern World*. New York: Gotham Books, 2007. ISBN 9781592403158. 17
- CHIVERS, C. J. *The Gun*. New York: Simon and Schuster, 2010. 17, 18
- CRONEMBERGER, P. O. et al. Theoretical and experimental study of the interior ballistics of a rifle 7.62. *Engenharia Térmica (Thermal Engineering)*, v. 13, n. 2, p. 20–27, December 2014. 36
- ECHOZERO. *How Guns Actually Work*. 2025. YouTube video. Accessed: 2025-11-18. Disponível em: <<https://www.youtube.com/watch?v=fYYG65yW5I>>. 28
- ELLSWORTH, W. L. *Small Arms and Their History*. New York: Random House, 2010. 17
- EVCI, C. Analysis of the effect of propellant temperature on interior ballistics problem. *Journal of Thermal Engineering*, v. 4, n. 4, p. 2127–2136, 2018. 36
- FLORIO, L. A. Finite-volume modelling of system with compressible flow propelled and actuated body motion. *Applied Mathematical Modelling*, v. 33, n. 8, p. 3360–3381, 2009. 58
- FORD, M. *Weapon of Choice: Small Arms and the Culture of Military Innovation*. Oxford: Oxford University Press, 2017. 18
- GLASS, I. I.; HALL, J. G. Shock tubes. In: *Handbook of Supersonic Aerodynamics*. [S.l.]: Navord Report 1488 (vol. 6), 1959. 39
- GORDON, P. F. *Analytic Study of Extraction Forces in the M16 Weapon*. Philadelphia, Pennsylvania, 1973. Distributed by the National Technical Information Service. Disponível em: <<https://apps.dtic.mil/sti/tr/pdf/AD0779523.pdf>>. 31, 32
- GUNS, W. of. *AK47 - How does it work?* 2025. YouTube video. Accessed: 2025-11-18. Disponível em: <<https://www.youtube.com/watch?v=MgYIFHY3WmA>>. 26
- JEVTIC, D. et al. Modelling of gas parameters in the cylinder of the automatic gun during firing. *Thermal Science*, v. 24, n. 6, p. 4135–4215, 2020. 36
- JR., J. D. A. *Modern Compressible Flow: The Historical Perspective*. 2. ed. New York: McGraw-Hill, 1990. 38
- KONTIS, G. et al. *Advanced Thermal Management in Firearm Design*. Picatinny Arsenal, NJ, 2009. 36

- MACIEL, M. C. *O Emprego do Fuzil com os calibres 5,56 mm e 7,62 mm pelas Unidades de Polícia do Exército em Operações no Ambiente Urbano*. Dissertação (Trabalho de Conclusão de Curso (Especialização em Ciências Militares)) — Escola de Aperfeiçoamento de Oficiais, Rio de Janeiro, RJ, Brazil, 2021. Orientador: Maj Inf Renato Cavalcanti Ferreira. Disponível em: <https://bdex.eb.mil.br/jspui/bitstream/123456789/10796/1/Cap_MACIEL_TCC.pdf>. 18
- MENTER, F. R. Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications. *AIAA Journal*, American Institute of Aeronautics and Astronautics, v. 32, n. 8, p. 1598–1605, 1994. 46
- MENTER, F. R.; KUNTZ, M.; LANGTRY, R. Ten years of industrial experience with the sst turbulence model. In: *Turbulence, Heat and Mass Transfer 4*. [S.l.]: Begell House, 2003. p. 625–632. 47
- National Institute of Justice. *Firearms Examiner Training, Module 08: Examination of Firearms - Cycle of Fire Steps*. 2023. Acessado em: 9 mar. 2026. Disponível em: <<https://nij.ojp.gov/nij-hosted-online-training-courses/firearms-examiner-training/module-08/cycle-fire-steps>>. 24
- NATO. *AEP-97: Multi-Calibre Manual of Proof and Inspection (M-CMOPI) for NATO Small Arms Ammunition*. Brussels, Belgium, 2020. Public Release Document. Disponível em: <<https://diweb.hq.nato.int/naag/Public%20Release%20Documents/AEP-97%20EDA%20V1%20E.pdf>>. 41
- PACEM, P. B. S. V. *How a FN FAL works* | *World of Guns*. 2025. YouTube video. Accessed: 2025-11-18. Disponível em: <<https://www.youtube.com/watch?v=jsj-uuhGdCY>>. 28
- RITTMAN, M. *How an AR-15 Works*. 2025. YouTube video. Accessed: 2025-11-18. Disponível em: <<https://www.youtube.com/watch?v=omv85cLfmXU>>. 27
- ROCHA, J. G. *Technical Notes on Small Arms Design*. Rock Island, 1968. 35
- SAKO. *Sako ARG 40 GP*. 2025. <<https://www.sako.global/rifle/sako-arg-40-gp-b2b>>. Acesso em: 08 dez. 2025. 20
- SMITH, W. H. B.; EZELL, E. C. *Small Arms of the World*. 12. ed. Harrisburg: Stackpole Books, 1983. 17
- SPURK, J. H. *The Gas Flow in Gas-Operated Weapons*. [S.l.], 1970. 35, 36, 52, 58, 59
- TAYLOR, G. I. The formation of a blast wave by a very intense explosion. i. theoretical discussion. *Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences*, v. 201, n. 1065, p. 159–174, 1950. 37
- TIEN, V. D. et al. Cfd simulation of the gas-operated weapon drive applied to the uk-59 machine gun. *Advances in Military Technology*, v. 17, n. 2, p. 397–410, 2022. ISSN 1802-2308, 2533-4123. 25, 37, 51, 52
- WERNER, W. M. *Comparison of a Theoretical and Experimental Study of the Gas System in the M16A1 Rifle*. [S.l.], 1971. 36

Apêndices

APÊNDICE A – UDF - PRESSÃO

```
/******  
unsteady.c  
UDF for specifying a transient pressure profile boundary condition  
*****/  
#include "udf.h"  
DEFINE_PROFILE(unsteady_totalpressure, thread, position)  
{  
    real pressure;  
    face_t f;  
    real t = CURRENT_TIME;  
  
    pressure = 136.71 * (exp(-2.124 * t) - exp(-44.769 * t));  
  
    begin_f_loop(f, thread)  
    {  
        F_PROFILE(f, thread, position) = pressure;  
    }  
    end_f_loop(f, thread);  
}
```

APÊNDICE B – UDF - TEMPERATURA

```
/******  
unsteady.c  
UDF for specifying a transient temperature profile boundary condition  
*****/  
  
#include "udf.h"  
DEFINE_PROFILE(unsteady_temperature, thread, position)  
{  
    real temperature;  
    face_t f;  
    real t = CURRENT_TIME;  
  
    temperature = 468.39 * exp(-2219.6 * t) + 1986.86 * exp(-128.5 * t);  
  
    begin_f_loop(f, thread)  
    {  
        F_PROFILE(f, thread, position) = temperature;  
    }  
    end_f_loop(f, thread);  
}
```

APÊNDICE C – EQUAÇÕES DO TUBO DE CHOQUE

```

import math

# =====
# Funções auxiliares
# =====
def f_equation(M, gamma1, gamma4, a1, a4, R):
    """
    Equação implícita para M (Mach do choque).
    R = P4/P1
    """
    if M <= 0:
        return 1e6

    A = 2*gamma1/(gamma1+1)
    B = (gamma4-1)/(gamma1+1) * (a1/a4)
    n = 2*gamma4/(gamma4-1)

    num = 1 + A*(M*M - 1)
    if num <= 0:
        return 1e6

    S = (num / R)**(1.0/n)
    return B*M*M - M + M*S - B

def bisection(f, a, b, tol=1e-8, maxiter=200):
    """Método da bissecção para encontrar raiz de f no intervalo [a,b]."""
    fa = f(a)
    fb = f(b)
    if fa*fb > 0:
        raise ValueError("Não há mudança de sinal no intervalo dado.")
    for _ in range(maxiter):
        m = 0.5*(a+b)
        fm = f(m)

```

```

    if abs(fm) < tol:
        return m
    if fa*fm < 0:
        b, fb = m, fm
    else:
        a, fa = m, fm
    return 0.5*(a+b)

# =====
# Relações de choque normal (valores absolutos)
# =====
def shock_values(Ms, gamma, P1, rho1, T1, a1, Rgas):
    """
    Calcula os valores absolutos no estado 2 a partir do estado 1.
    Retorna P2, rho2, T2, a2, M2.
    """
    # Razões
    P2_P1 = 1 + (2*gamma/(gamma+1))*(Ms**2 - 1)
    rho2_rho1 = (Ms**2) / (1 + ((gamma-1)/(gamma+1))*(Ms**2 - 1))
    T2_T1 = P2_P1 / rho2_rho1

    # Valores absolutos
    P2 = P1 * P2_P1
    rho2 = rho1 * rho2_rho1
    T2 = T1 * T2_T1

    return {
        "P2": P2,
        "rho2": rho2,
        "T2": T2,
    }

# =====
# Programa principal
# =====
if __name__ == "__main__":
    # ---- parâmetros do problema ----
    gamma1 = 1.27

```

```
gamma4 = 1.27
Rgas = 400    # [J/kg.K] (ar)

P1 = 101325.0    # Pa
T1 = 300.0      # K
rho1 = P1/(Rgas*T1)
a1 = math.sqrt(gamma1*Rgas*T1)

a4 = 1126.9
R = 1500      # razão P4/P1

# ---- cálculo de Ms via bissecção ----
func = lambda M: f_equation(M, gamma1, gamma4, a1, a4, R)
Ms = bisection(func, 1.01, 10.0, tol=1e-10)
print(f"Mach do choque (Ms) = {Ms:.6f}\n")

# ---- cálculo dos valores no estado 2 ----
results = shock_values(Ms, gamma1, P1, rho1, T1, a1, Rgas)
print("Valores no estado 2:")
for key, value in results.items():
    print(f"{key} = {value:.4f}")
```