

Pontifícia Universidade Católica
do Rio de Janeiro



Leonardo Gurwicz

**Estudo da relação entre tenacidade à fratura e
resistência a impacto em materiais dúcteis**

Trabalho de Conclusão de Curso apresentado para o programa de graduação em Engenharia Mecânica, do Departamento de Engenharia Mecânica da PUC-Rio em cumprimento dos requisitos para bacharelado em Engenharia Mecânica.

Prof. Marco Antonio Meggiolaro

Orientador

Departamento de Engenharia Mecânica – PUC-Rio

Rio de Janeiro
Julho de 2025

Dedico este trabalho aos meus pais, Michel Gurwicz e Nataly Gurwicz, que sempre me apoiaram incondicionalmente em cada passo dessa jornada. Agradeço, pela paciência, pelo amor, pelo apoio financeiro e pela sabedoria que me guiaram e me fortaleceram nos momentos mais desafiadores.
Sem vocês, nada disso seria possível.

Agradecimentos

Primeiramente, agradeço a הקדוש ברוך הוא que me permitiu e guiou ao longo de toda essa jornada.

A toda minha família, em especial meus pais, Michel Gurwicz e Nataly Gurwicz, e ao meu irmão, Allan Gurwicz, que sempre estiveram ao meu lado, oferecendo ajuda e compreensão em cada etapa dessa caminhada.

Ao meu amor, Danielle, pela paciência, compreensão e apoio inestimáveis. Você foi minha fonte de força nos momentos mais difíceis e minha alegria nos momentos de vitória.

Ao meu orientador, Marco Antônio Meggiolaro, pela orientação valiosa, por me mostrar o significado de comprometimento acadêmico e por me apresentar a uma matéria que tive o prazer de me encantar e aprofundar. Sua paciência e dedicação foram essenciais para o sucesso deste trabalho.

Sou grato a todos os soldados e a todas as pessoas que ajudam a proteger e cuidar da nossa casa, Israel. Que me permitem, cada dia mais, me orgulhar de fazer parte desse Povo e Nação.

Aos meus amigos, que sempre estiveram ao meu lado, me apoiando em cada momento de dificuldade e celebrando comigo cada pequena conquista. Vocês são parte fundamental dessa jornada.

Por fim, agradeço à minha Tnuá, Bnei Akiva, por me ensinar o verdadeiro propósito da vida e me proporcionar as ferramentas para me tornar um líder proativo e comprometido.

A todos que contribuíram para essa conquista, minha sincera gratidão.

”בְּשֵׁהַנְּשֹׂמָה מְאִירָה גַם שָׁמַיִם עוֹטֵי עֲרֶפֶל מִכִּיקוֹם אֹר נָעִים”,

הרב אברהם יצחק הכהן קוק

Resumo

GURWICZ, Leonardo. **Estudo da relação entre tenacidade à fratura e resistência a impacto em materiais dúcteis**. Rio de Janeiro, 2025. 55 páginas. Projeto de Graduação – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

A tenacidade à fratura e a resistência a impacto são propriedades críticas para integridade de materiais, especialmente em aplicações onde a segurança e a durabilidade são essenciais. A tenacidade à fratura mede a capacidade de um material de resistir à propagação de trincas, enquanto a resistência a impacto avalia a capacidade de absorver energia durante um impacto súbito. Compreender a relação entre essas propriedades pode ajudar na seleção de materiais mais adequados para diferentes aplicações.

Materiais dúcteis são aqueles que possuem a capacidade de se deformar plasticamente de forma significativa antes de se romperem, o que os torna ideais para aplicações que exigem absorção de energia e resistência a falhas súbitas. Compreender a relação entre tenacidade à fratura e resistência a impacto nesses materiais é essencial para o desenvolvimento de soluções mais seguras e eficientes em diversos setores. Essa relação é particularmente relevante em indústrias como a automotiva, aeroespacial, naval, de construção civil e de bens de consumo, onde a integridade estrutural e a segurança são prioridades. Estudar essas propriedades permite projetar materiais que não apenas resistam a cargas elevadas, mas que também ofereçam desempenho confiável em condições críticas, contribuindo para avanços na engenharia e na ciência dos materiais.

Por fim, considerando as vantagens dos ensaios de impacto Charpy, especialmente em termos de custo, agilidade e simplicidade, este estudo, portanto, pretende avaliar as equações e relações existentes na literatura e, possivelmente, desenvolver correlações práticas que permitam estimar a tenacidade à fratura de materiais dúcteis a partir desses testes, viabilizando seu uso em aplicações onde os ensaios diretos não são viáveis.

Palavras-chave

Charpy; Impacto; Fratura; Tenacidade; Energia; Correlação; Metal; Dúctil; Dutilidade; Aço, Titânio

Abstract

GURWICZ, Leonardo. **Study impact resistance and fracture toughness relation on ductile materials**. Rio de Janeiro, 2025. 55 pages. Final Project – Department of Mechanical Engineering, Pontificia Universidade Católica do Rio de Janeiro.

Fracture toughness and impact resistance are critical properties for the integrity of materials, especially in applications where safety and durability are essential. Fracture toughness measures a material's ability to resist crack propagation, while impact resistance evaluates the ability to absorb energy during a sudden impact. Understanding the relationship between these properties can help in selecting the most suitable materials for different applications.

Ductile materials are those that exhibit significant plastic deformation before fracturing, making them ideal for applications that require energy absorption and resistance to sudden failure. Understanding the relationship between fracture toughness and impact resistance in these materials is essential for developing safer and more efficient solutions across various industries. This relationship is particularly relevant in sectors such as automotive, aerospace, naval, civil construction, and consumer goods, where structural integrity and safety are critical. Studying these properties enables the design of materials that not only withstand high loads but also perform reliably under critical conditions, contributing to advancements in engineering and materials science.

Finally, considering the advantages of Charpy impact tests, particularly in terms of cost, speed, and simplicity, this study aims to evaluate existing equations and relationships found in the literature and, potentially, to develop practical correlations that enable the estimation of fracture toughness in ductile materials based on these tests, making their use feasible in applications where direct testing is not practical.

Keywords

Charpy; Impact; Fracture; Tenacity; Energy; Correlation; Metal; Ductile; Ductility; Steel; Titanium

Sumário

1. Introdução	11
2. Fundamentação Teórica	17
2.1. <i>KIC</i>	17
2.1.1. Região inferior	17
2.1.2. Região de Transição	18
2.1.3. Região Superior	19
2.2. Integral J	19
3. Metodologia	21
4. Resultados	25
4.1. Região inferior	25
4.2. Região de Transição	27
4.3. Região Superior	30
4.4. <i>JIC</i>	34
4.5. Modelos Recomendados	39
5. Conclusões	43
6. Referências	48
7. Apêndice	53
7.1. Materiais	53
7.2. Erros	54

Lista de figuras

Figura 1: Norma ASTM E23 para pinça [48].....	14
Figura 2: Esquemático da estrutura do teste de impacto Charpy [48].....	14
Figura 3: Transição dúctil-frágil [49].....	15
Figura 4: Corpo de prova – fratura frágil [47].....	15
Figura 5: Corpo de prova – fratura dúctil [47]	16
Figura 6: Curva Mestre de tenacidade à fratura [3].....	17
Figura 7: Gráfico KIC x CVN para Região Inferior	26
Figura 8: Gráfico KIC/E x CVN/E para Região Transição	28
Figura 9: Gráfico KIC x CVN para Região Transição	29
Figura 10: Gráfico KIC/S_y x CVN/ S_y para Região Superior	31
Figura 11: Trendlines para Aços dúcteis e Titânios dúcteis na Região Superior ...	32
Figura 12: Gráfico KIC/S_y x CVN/ S_y para Região Superior com equações propostas	33
Figura 13: Gráfico JIC x CVN para Orientação C-L.....	34
Figura 14: Gráfico JIC x CVN para Orientação C-R.....	36
Figura 15: Gráfico JIC Geral.....	37

Lista de Tabelas

Tabela 1: RMSs para Aços na Região Inferior.....	26
Tabela 2: RMSs para Titânios na Região Inferior	27
Tabela 3: RMSs para Ferro na Região Inferior	27
Tabela 4: RMSs para Alumínios na Região Inferior	27
Tabela 5: RMSs para Aços na Região Transição para curvas (4) e (5).....	28
Tabela 6: RMSs para Titânios na Região Transição para curvas (4) e (5).....	28
Tabela 7: RMSs para Alumínios na Região Transição para curvas (4) e (5).....	29
Tabela 8: RMSs para Aços na Região Transição para curvas (4) e (5).....	29
Tabela 9: RMSs para Alumínios na Região Transição para curva (6)	29
Tabela 10: RMSs para Titânios na Região Transição para curva (6)	30
Tabela 11: RMSs para Ferro na Região Transição para curvas (6).....	30
Tabela 12: RMSs para Aços na Região Transição para curva (6).....	30
Tabela 13: RMSs para Aços na Região Superior	31
Tabela 14: RMSs para Ferro na Região Superior	31
Tabela 15: RMSs para Titânios na Região Superior	31
Tabela 16: RMSs para Titânios na Região Superior	32
Tabela 17: RMSs para Titânios na Região Superior para curvas (16) e (17)	33
Tabela 18: RMSs para Ferro na Região Superior para curvas (16) e (17)	33
Tabela 19: RMSs para Aços na Região Superior para curvas (16) e (17).....	33
Tabela 20: RMSs para Alumínios na Região Superior para curvas (16) e (17)	34
Tabela 21: RMSs para Aços em <i>JIC</i> para curvas (10) e (11)	35
Tabela 22: RMSs para Alumínios em <i>JIC</i> para curvas (10) e (11)	35
Tabela 23: RMSs para Ferro em <i>JIC</i> para curvas (10) e (11).....	35
Tabela 24: RMSs para Titânios em <i>JIC</i> para curvas (10) e (11)	36
Tabela 25: RMSs para Titânios em <i>JIC</i> para curva (12)	36

Tabela 26: RMSs para Aços em <i>JIC</i> para curva (12).....	37
Tabela 27: RMSs para Alumínios em <i>JIC</i> para curva (12).....	37
Tabela 28: RMSs para Ferro em <i>JIC</i> para curva (12)	37
Tabela 29: RMSs para Titânios em <i>JIC</i> para curvas (13) e (15)	38
Tabela 30: RMSs para Aços em <i>JIC</i> para curvas (13) e (15)	38
Tabela 31: RMSs para Alumínios em <i>JIC</i> para curvas (13) e (15)	38
Tabela 32: RMSs para Ferro em <i>JIC</i> para curvas (13) e (15).....	38
Tabela 33: Modelos Recomendados para Região Inferior	40
Tabela 34: Modelos Recomendados para Região de Transição	40
Tabela 35: Modelos Recomendados para Região Superior	41
Tabela 36: Modelos Recomendados para <i>JIC</i>	42

1. Introdução

A avaliação de tenacidade e resistência ao impacto tem sido amplamente discutida na literatura, especialmente pela importância desses parâmetros na previsão de falhas e na manutenção da integridade estrutural. Dessa forma, o teste de impacto de Charpy, normatizado pela ASTM E23, é um método consagrado para medir a resistência de materiais a impactos súbitos, sendo usado principalmente para detectar a transição dúctil-frágil em ligas metálicas. Além disso, a tenacidade à fratura, quantificada pelo fator K_{IC} (fator da tenacidade à fratura) na Mecânica da Fratura Linear Elástica (MFLE) e por J_{IC} na Mecânica da Fratura Elastoplástica (MFEP), também desempenham papel crucial na caracterização de materiais com grandes zonas plásticas. Assim, a integral J é uma medida da taxa de liberação de energia ou da força motriz para o crescimento de trincas em um material. Ela pode ser calculada em várias etapas da extensão da trinca e pode variar dependendo da extensão da trinca (Δa).

A tenacidade de um material é definida como sua capacidade de absorver energia antes de fraturar, enquanto a resistência ao impacto reflete a resposta do material a cargas rápidas e intensas, comuns em falhas catastróficas. Em materiais metálicos, a tenacidade está associada ao comportamento de transição dúctil-frágil, que varia conforme a temperatura e o tipo de liga. Com isso, esses parâmetros são essenciais na caracterização estrutural e no desenvolvimento de materiais que demandam alta confiabilidade e resistência a condições extremas.

Em aplicações industriais, a correlação entre os valores obtidos no teste de Charpy e a tenacidade à fratura tem contribuído significativamente para otimizar o uso de materiais em dutos, válvulas e suportes estruturais na indústria de petróleo, por exemplo, indicando que os resultados do Charpy podem fornecer estimativas rápidas e qualitativas da tenacidade em ambientes de campo, reduzindo custos e tempo de análise sem comprometer a segurança. Dessa forma, essa abordagem é especialmente válida em estruturas com zonas de transição dúctil-frágil, onde a compreensão da tenacidade à fratura é fundamental para prevenir falhas em condições severas de operação, como as encontradas em ambientes offshore e em alta pressão.

Um aspecto importante na análise de transição dúctil-frágil é a temperatura de transição de aparência de fratura (FATT), definida pela norma ASTM E23

como a temperatura em que 50% da superfície fraturada de uma amostra de Charpy apresenta características frágeis. Em aços de baixo carbono, por exemplo, essa transição é acompanhada por uma queda acentuada na energia absorvida, caracterizando as regiões de alta e baixa tenacidade (upper e lower shelves). Esse comportamento é crucial para prever o desempenho de materiais em condições de baixa temperatura.

As correlações empíricas entre os valores de K_{IC} e CVN (Charpy-V-Notch, energia de impacto) tendem a ser válidas dentro de limites específicos de temperatura e energia, especialmente para materiais que apresentam uma zona de transição clara. Como observado na literatura, as estimativas de K_{IC} em função da energia de Charpy costumam ser mais precisas em materiais localizados nas regiões inferiores (lower shelf) das curvas CVN vs. temperatura, onde a tenacidade é baixa e a fratura se aproxima de um comportamento predominantemente frágil.

Diversos estudos exploram correlações empíricas entre os valores obtidos nos testes de Charpy e K_{IC} , buscando prever o comportamento de fratura em aplicações práticas, apesar das limitações dessas correlações para fins de dimensionamento preciso. A literatura aponta que, para materiais com baixa tenacidade, as correlações podem ser mais precisas, enquanto, para materiais de alta tenacidade e componentes em aplicações críticas, o uso da MFEP e, assim, da integral J fornece uma descrição mais detalhada e precisa do comportamento de fratura, como mostrado em pesquisas que expandiram a aplicabilidade da integral J para geometrias complexas e condições elastoplásticas. Por fim, essa metodologia permite que engenheiros realizem análises de integridade mais robustas e confiáveis, especialmente onde condições extremas ou exigências rigorosas de segurança são prioritárias.

A integridade estrutural de materiais em aplicações industriais depende diretamente de sua resistência ao impacto e capacidade de absorver energia sem fraturar (tenacidade à fratura), características essenciais para a segurança e a durabilidade de componentes críticos. No setor de engenharia, entender a relação entre a tenacidade e a resistência ao impacto é crucial para prever falhas, otimizar materiais e atender a padrões rigorosos de segurança. Essa correlação é especialmente relevante em setores como o de óleo e gás, automotivo e o aeroespacial, onde componentes estruturais frequentemente são expostos a condições severas e demandam alta confiabilidade.

No setor de petróleo, por exemplo, a aplicação de correlações empíricas pode auxiliar na manutenção preditiva e na escolha de materiais para tubulações e suportes, onde a integridade estrutural é vital para prevenir acidentes ambientais e perdas econômicas. Este trabalho, ao correlacionar resultados do teste de Charpy (CVN – Charpy-V-Notch test) com a tenacidade, visa contribuir com o desenvolvimento de metodologias mais acessíveis e precisas para a avaliação de materiais dúcteis, propondo alternativas que possam ser aplicadas de forma prática em estudos de integridade e confiabilidade.

Dessa forma, devido ao custo elevado dos testes diretos de K_{IC} e J_{IC} , testes de impacto como Charpy e Izod são frequentemente utilizados como alternativas mais econômicas para quantificar indiretamente a tenacidade do material. Essas correlações são úteis em estimativas iniciais, especialmente para avaliar o comportamento de transição dúctil-frágil em aços, conforme descrito por autores como Barson-Rolfe e Sailors-Cortens. No entanto, tais correlações são reconhecidas pela imprecisão e devem ser aplicadas apenas para estimativas preliminares, não para o dimensionamento mecânico de componentes críticos, com isso, são feitos testes de tenacidade para uma análise quantitativa dos materiais.

Portanto, os ensaios de impacto como o Charpy apresentam importantes vantagens práticas: são significativamente mais baratos de executar e manter, requerem menor tempo de preparação e execução, e demandam equipamentos mais simples e amplamente disponíveis. Em termos logísticos, o Charpy permite a realização de múltiplos testes em sequência com grande agilidade, com o equipamento necessário e manutenção drasticamente mais barata e fácil. A rapidez na obtenção de resultados também torna o método atrativo em processos que exigem decisões rápidas, contribuindo para a redução de custos operacionais e otimização de recursos de laboratório.

O ensaio Charpy mede a energia necessária para quebrar um corpo de prova por meio do impacto de um pêndulo. O pêndulo, suspenso para possuir energia potencial gravitacional, ao ser liberado, converte essa energia em cinética e colide com o corpo de prova, rompendo-o. A energia consumida na quebra é determinada pela diferença entre a energia cinética inicial e a energia potencial restante após o impacto (medida pela altura do pêndulo).

O ensaio é regulado pela norma ASTM E23, possui padronizações como

uso de corpo de prova, caracterizado por um entalhe em formato de "V" (medidas de 10x10x55 mm), e até mesmo, como indica a Figura 1, a pinça para posicionar o corpo de prova no local de teste é normalizada.

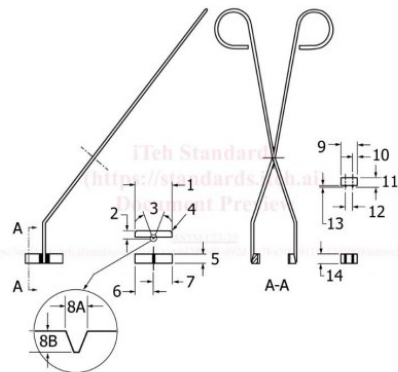


Figura 1: Norma ASTM E23 para pinça [48]

Esse ensaio é amplamente utilizado em testes como de soldagens (zona termicamente afetada) e na determinação de temperaturas de transição dos materiais (em que o material deixa de ser dúctil em baixas temperaturas), por exemplo).

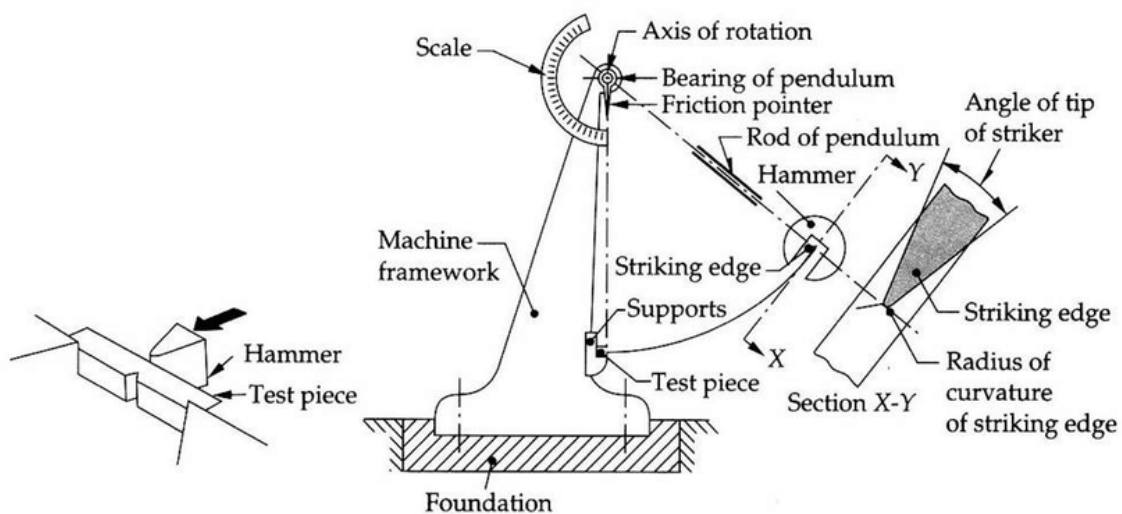


Figura 2: Esquemático da estrutura do teste de impacto Charpy [48]

Assim, por meio do experimento de ensaio de Charpy, é possível avaliar a ductilidade do material do corpo de prova. Para facilitar essa análise, gera-se um gráfico que representa a energia absorvida pelo material até seu rompimento, considerando diversas temperaturas previamente estabelecidas.

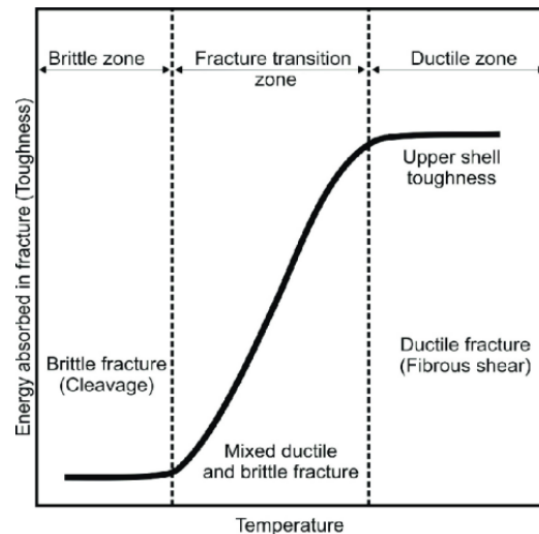


Figura 3: Transição dúctil-frágil [49]

O gráfico acima demonstra como a dútilidade e a resistência a impacto de um material variam com a temperatura. Em temperaturas mais altas, os materiais tendem a exibir um comportamento dúctil, enquanto em temperaturas mais baixas, o comportamento tende a ser frágil.

Como mencionado, na região inferior da curva, os materiais apresentam comportamento frágil, isso significa que eles têm pouca capacidade de deformação plástica e tendem a fraturar rapidamente sob tensão. Nessa região, os valores de tenacidade à fratura e resistência a impacto tendem a ser baixos. Materiais que operam nesta faixa de temperatura precisam ser cuidadosamente projetados para evitar falhas catastróficas.



Figura 4: Corpo de prova – fratura frágil [47]

Além disso, a região de transição é onde o comportamento do material muda de dúctil para frágil. Nesta parte da curva, a tenacidade à fratura e a resistência a impacto tendem a diminuir à medida que a temperatura diminui. Os materiais nesta região podem exibir características de ambos os comportamentos,

dependendo das condições específicas. É uma área crítica para estudo, pois pequenas mudanças na temperatura podem resultar em grandes mudanças nas propriedades mecânicas.

Por fim, na região superior da curva de transição dúctil-frágil, os materiais apresentam comportamento dúctil, isso significa que eles têm uma maior capacidade de deformação plástica antes de fraturar. Nessa região, os materiais geralmente exibem altos valores de tenacidade à fratura e resistência a impacto. As correlações que se aplicam nessa região são importantes para entender como os materiais podem ser utilizados em condições em que a deformação plástica é desejável.



Figura 5: Corpo de prova – fratura dúctil [47]

Além disso, para aços ferríticos, a curva mestra de tenacidade à fratura possibilita estimar a tenacidade à fratura correspondente a uma determinada temperatura ou espessura de seção com base em dados obtidos em temperaturas e/ou espessuras diferentes. Isso é feito por meio de uma temperatura de referência, T_0 . Dessa forma, permite calcular a provável variação da tenacidade à fratura para uma espessura e temperatura específicas. Quanto à diferença entre a curva de referência da ASME e a curva de transição da tenacidade à fratura, esta abordagem está descrita nos casos do código ASME N-629 e N-631 (aplicáveis a vasos de pressão nucleares), nota-se que a forma da curva de transição para temperaturas acima de RT_{T_0} segue as equações da ASME, e não as da curva mestra, embora ambas sejam amplamente similares.

Por meio de uma correlação empírica entre T_0 e os valores do ensaio de impacto Charpy (T_{27J} ou T_{40J}), combinado com o modelo da curva mestra, é possível estimar a tenacidade à fratura de aços ferríticos na região de transição inferior, com base na energia Charpy. Essa é a base de uma das rotas de

estimativa de tenacidade à fratura apresentadas na norma BS 7910.

De forma semelhante ao item mencionado anteriormente, a norma API 579-1/ASME FFS-1 fornece a correlação entre T_0 e os valores do ensaio Charpy (T_{27J}), utilizando a combinação com a curva mestra de tenacidade à fratura. Entretanto, observa-se que essa abordagem pode gerar estimativas não conservadoras da tenacidade à fratura em casos que envolvam metais de solda, ZATs (zonas afetadas pelo calor), componentes com restrição de incompatibilidade em soldas, materiais encruados ou aços de alta resistência.

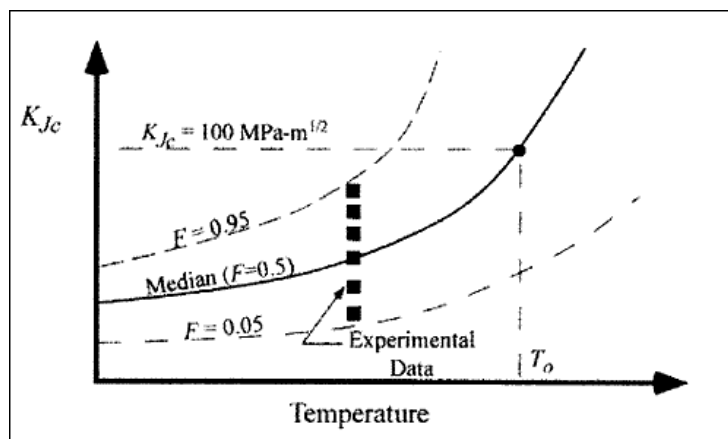


Figura 6: Curva Mestre de tenacidade à fratura [3]

2. Fundamentação Teórica

Algumas literaturas não apresentam unidades do Sistema Internacional, usando o sistema imperial, por exemplo, e, portanto, foram convertidas para atender o SI. O artigo de Gerardo Terán Mendez [29], por exemplo, contém uma tabela com diferentes equações para região inferior e de transição da curva (1) (2) (4) (5) (6) em que, algumas, foram convertidas para SI para o presente trabalho.

2.1. K_{IC}

2.1.1. Região inferior

A região inferior da curva de transição dútil-frágil representa o comportamento do material em temperaturas mais baixas, onde a fratura ocorre de forma predominantemente frágil. Dessa forma, é mencionado no Welding

Research Bulletin v.265 [7] [9] [25] [29] [30] a correlação por Robert e Newton (1):

$$K_{IC} = 8.47(CVN)^{0.63} \quad [MPa\sqrt{m}, J] \quad (1)$$

- Onde K_{IC} é a tenacidade à fratura em $MPa\sqrt{m}$.
- CVN é a energia de impacto obtida no ensaio Charpy em J.

Além disso, outra fórmula (2) pode ser empregada, INSTA [25][27] [29].

$$K_{IC} = 12\sqrt{CVN} \quad [MPa\sqrt{m}, J] \quad (2)$$

Com isso, mais uma correlação que independe do módulo de elasticidade, Marandet e Sanz Inferior (3) [25] [26].

$$K_{IC} = 20\sqrt{CVN} \quad [MPa\sqrt{m}, J] \quad (3)$$

2.1.2. Região de Transição

Nesta região é comum ver uma mistura de comportamento dúctil e frágil é possível perceber que as propriedades como resistência ao impacto e tenacidade podem ser facilmente alteradas pela variação da temperatura.

Dessa forma, a equação de Barsom-Rolfe (4) para o regime de transição [9][1] [9] [25] [29]. Para essa fórmula, o limite de escoamento do material deve variar entre 276-1724MPa enquanto a energia de impacto Charpy varia entre 4-82J.

$$K_{IC} = \sqrt{0.22 \cdot E \cdot CVN^{1.5}} \quad [MPa\sqrt{m}, GPa, J] \quad (4)$$

- Onde E é o módulo de elasticidade em GPa.

Além disso, Sailors e Corten (5) [5] [8] também desenvolveram uma equação para limite de escoamento entre 263-923MPa.

$$K_{IC} = 2.22\sqrt{E \cdot CVN} \quad [MPa\sqrt{m}, GPa, J] \quad (5)$$

Ademais, pode-se observar uma correlação que independe do módulo de

elasticidade, Marandet e Sanz Transição (6) [25] [26]. Essa equação possui como faixa para o limite de escoamento entre 303-820MPa.

$$K_{IC} = 19\sqrt{CVN} \quad [MPa\sqrt{m}, J] \quad (6)$$

2.1.3. Região Superior

A equação de Rolfe-Novak [2][28] foi a primeira tentativa de criar uma equação de tenacidade à fratura em função de energia de impacto Charpy. Foram utilizados aços de alta resistência, com limite de escoamento variando entre 1000-1300MPa e energia de impacto Charpy entre 31-121J. No livro de Barsom e Rolfe [9], demonstrou-se a correlação de Rolfe-Novak-Barsom (7) [2][26][28]

$$\left(\frac{K_{IC}}{S_y}\right)^2 = 0.64\left(\frac{CVN}{S_y} - 0.01\right) \quad [MPa\sqrt{m}, MPa, J] \quad (7)$$

- S_y é o limite de escoamento em MPa.

A equação de Robert e Newton (8) [7][29] também propôs uma correlação. Diferentemente da correlação de Rolfe-Novak-Barsom, a fórmula de Robert e Newton não possui faixa de limite de escoamento definido.

$$K_{IC} = 0.804S_y \sqrt{\frac{CVN}{S_y} - 0.0098} \quad [MPa\sqrt{m}, MPa, J] \quad (8)$$

2.2. Integral J

A análise da integral J é fundamental para entender a taxa de liberação de energia associada ao crescimento de trincas em materiais. Este processo envolve cálculos geométricos detalhados, que consideram ângulos e geometrias específicas da trinca. A integral J é calculada através da integração ao longo do contorno da trinca, levando em conta as tensões e deformações presentes.

Assim, para realizar esses cálculos, é necessário definir a geometria da trinca, incluindo o formato e a orientação da trinca no material, determinar os ângulos relevantes que descrevem a direção da propagação da trinca, calcular as tensões e deformações utilizando as propriedades do material e as condições de carga aplicadas, e integrar ao longo do contorno da trinca para obter a integral J,

que envolve a integração das tensões e deformações ao longo de um caminho fechado ao redor da ponta da trinca.

No entanto, apesar da geometria ter de ser considerada, o presente trabalho oferece considerações prévias baseadas na literatura e, assim, com as suposições feitas, foi possível se concentrar nas correlações descritas abaixo. Essas correlações permitem uma análise mais focada e prática, destacando como diferentes modelos de correlação podem ser aplicados em contextos variados, sem a necessidade de cálculos geométricos detalhados para cada caso específico.

Primeiramente, se torna necessário para o cálculo do valor esperado de J , para equivalência entre K_{IC} e J_{IC} foi utilizada uma fórmula (9) corroborada por diversos autores [41][42][43][44][46], no qual ν é a proporção de Poisson, assim, propôs-se:

$$J_{IC} = \frac{K_{IC}^2}{E} \cdot (1 - \nu^2) \quad \left[\frac{kJ}{m^2}, MPa\sqrt{m}, GPa \right] \quad (9)$$

Já para relações diretas entre J e CVN, o paper coreano de Do Jun Shim [35] desenvolveu correlação para trincas na orientação C–L (Circunferencial-Longitudinal), que representa uma trinca axial que atravessa a parede de um duto. Ressalte-se que os valores de $J_{IC|CL}$ foram obtidos a partir das curvas J–R, desenvolvidas utilizando espécimes do tipo C(T). Ademais, os dados dos aços para dutos se restringiram a materiais de qualidade relativamente inferior. Foram formuladas as seguintes relações (10) (11) entre os parâmetros de tenacidade:

$$J_{IC|CL} = 1.04 \cdot (CVN) \quad \left[\frac{kJ}{m^2}, J \right] \quad (10)$$

$$J_{IC|CL} = 1.80 \cdot 10^{-3} \cdot (CVN) \cdot S_y \quad \left[\frac{kJ}{m^2}, J, MPa \right] \quad (11)$$

Para uma trinca superficial em um duto, por exemplo, a trinca apresenta orientação C–R (Circunferencial-Radial). Assim, o mesmo paper [35] investigou, com base em dados experimentais, o efeito da anisotropia sobre a energia CVN. Esse estudo concluiu que a energia CVN na orientação C–R é 30% inferior àquela observada na orientação C–L. Além disso, constatou-se que essa redução de 30% na energia CVN deve ser distribuída como uma diminuição de 12% no valor de J_{IC} . Com base nessa conclusão e após ajustes experimentais adicionais, a correlação final (12) para a orientação C–R foi estabelecida como:

$$J_{IC|CR} = 2.42 \cdot 10^{-3} \cdot (CVN) \cdot S_y \quad \left[\frac{kJ}{m^2}, J, MPa \right] \quad (12)$$

Além disso, Leis e Brust [32] sugeriram uma relação linear entre o valor obtido no teste Charpy (CVN) e $J_{\Delta a=0.2}$. Com isso, Mak e Tyson [33] encontraram uma correspondência similar (13) para aços utilizados em dutos na região superior:

$$J_{\Delta a=0.2} = 2.2 \cdot (CVN) \left[\frac{kJ}{m^2}, J \right] \quad (13)$$

Ademais, uma abordagem relevante apresentada por Schindler [34] [39] [40] propôs que a curva de resistência (R) pode ser estimada a partir do teste Charpy pela seguinte relação (14):

$$J(\Delta a) = 11.4 \cdot (CVN) \cdot A_{gt}^{\frac{1}{3}} \cdot \Delta a^{\frac{2}{3}} \left[\frac{kJ}{m^2}, J \right] \quad (14)$$

Com J em N/mm (ou $\frac{kJ}{m^2}$) e CVN em joules, onde Δa é a extensão da trinca e A_{gt} representa a deformação uniforme na carga máxima em um ensaio de tração uniaxial.

Para a norma ASTM 1820 [41], $\Delta a=0.2$ é a escolha adequada para os cálculos pretendidos no presente trabalho. Além disso, A_{gt} foi escolhido 10%, uma estimativa típica para materiais dúcteis (como aços de média resistência ou ligas de titânio dúcteis). Assim, têm-se (15):

$$J_{\Delta a=0.2} = 1.81 \cdot (CVN) \left[\frac{kJ}{m^2}, J \right] \quad (15)$$

3. Metodologia

Este projeto tem como objetivo principal investigar a correlação entre tenacidade e resistência ao impacto em materiais dúcteis, utilizando o teste de impacto de Charpy e o teste de tenacidade.

Assim, os objetivos específicos incluem: selecionar os materiais dúcteis para coleta de dados, coletar equações que relacionem testes de Charpy e de tenacidade, e avaliar as mesmas e suas aplicabilidade. Esses objetivos visam, em última análise, proporcionar insights para o uso de testes mais acessíveis de impacto na predição de propriedades críticas de tenacidade, possibilitando maior eficiência na seleção de materiais e na avaliação da integridade estrutural em

projetos de engenharia, especialmente em contextos de alta responsabilidade, como o setor de óleo e gás, a indústria automobilística, de defesa e a aeroespacial.

Caso as correlações propostas sejam validadas, espera-se que o trabalho forneça embasamento para o desenvolvimento de metodologias mais simplificadas na avaliação de integridade estrutural, permitindo reduções de custos e de tempo em projetos de engenharia, sem comprometer a segurança ou confiabilidade dos componentes avaliados. Esses resultados poderiam, assim, influenciar melhorias nos processos de avaliação de materiais estruturais, fomentando a adoção de práticas de engenharia mais ágeis e eficientes.

Conforme já introduzido, o propósito central deste estudo consiste em examinar, de maneira detalhada, a precisão de diversas equações de correlação entre os valores de tenacidade à fratura (K_{IC}) e os resultados obtidos em testes de impacto Charpy (CVN). Para isso, realiza-se uma comparação entre os valores teóricos gerados pelas fórmulas propostas na literatura e os dados experimentais disponíveis, considerando materiais com comportamento dúctil. Essa investigação é crucial para determinar quais correlações apresentam maior fidelidade em diferentes categorias de materiais e sob distintas condições de uso, fornecendo assim um panorama mais confiável e abrangente sobre a eficácia das predições de K_{IC} .

A análise busca evidenciar não apenas a adequação de cada modelo em contextos específicos, mas também sua viabilidade como ferramenta de estimativa generalizada. Dessa forma, pretende-se esclarecer os cenários em que cada equação se mostra mais eficiente, contribuindo para a escolha criteriosa da abordagem mais apropriada em aplicações práticas e acadêmicas.

Para atingir os objetivos delineados, foi conduzida uma pesquisa extensa e criteriosa com o intuito de reunir um conjunto amplo de dados sobre propriedades mecânicas de diferentes materiais. Os parâmetros experimentais coletados foram: percentual de alongamento (El), valores de K_{IC} , resistência ao impacto (CVN), limite de escoamento (S_y), coeficiente de Poisson (ν) e módulo de elasticidade (E). O critério principal para a inclusão de materiais na amostra foi o comportamento dúctil, identificado principalmente por um percentual de alongamento superior a 11,00%. Além disso, também se considerou a energia absorvida no ensaio Charpy, sendo excluídos todos os materiais que apresentaram valores inferiores a 30J, pois indicariam fratura predominantemente

frágil.

O objetivo da compilação das propriedades foi a construção de um banco de dados robusto, diversificado e representativo, capaz de suportar análises estatísticas e comparativas mais consistentes. Como resultado desse levantamento, foram identificados e selecionados 20 materiais com propriedades mecânicas que atendem aos critérios de ductilidade estabelecidos. As informações completas referentes a esses materiais e as respectivas propriedades estão disponíveis no apêndice deste trabalho (Item 7.1), garantindo transparência e reprodutibilidade à pesquisa.

Após a coleta e seleção dos dados, todas as informações foram sistematicamente organizadas em planilhas eletrônicas utilizando o software Microsoft Excel, que serviu como principal plataforma para o desenvolvimento dos cálculos e análises. A partir dessa base consolidada, foram aplicadas as equações de correlação previamente descritas para estimar os valores teóricos de K_{IC} e J_{IC} de cada material. Esses resultados estimados foram, em seguida, confrontados com os valores experimentais de tenacidade à fratura (nota-se que para J_{IC} os valores experimentais foram extraídos pela relação (Eq.9), mencionada no Item 4.4), permitindo o cálculo de métricas quantitativas de erro, como o Erro Quadrático Médio (RMS), tanto em sua forma absoluta quanto relativa.

Essa etapa de comparação é particularmente relevante, pois permite avaliar de maneira objetiva e numérica o grau de acurácia de cada modelo de correlação, revelando seus pontos fortes e eventuais limitações, conforme as propriedades específicas dos materiais analisados.

Com o intuito de facilitar a visualização e interpretação dos resultados, além de gerar métricas qualitativas, os dados foram representados graficamente. Os gráficos foram organizados por grupos de materiais e regiões de aplicação, e as variáveis nos eixos foram selecionadas de acordo com a natureza das equações analisadas. Foram utilizadas diferentes formas de normalização, a saber:

- Para as equações (1), (2), (3) e (6), foram gerados gráficos de K_{IC} em função de CVN.
- Nas equações (4) e (5), a relação foi normalizada como K_{IC}/E em função de CVN/E.

- Para as fórmulas (7) e (8), normalizou-se para K_{IC}/S_y em função de CVN/S_y .
- Nas equações (10) e (11), os gráficos representaram a relação CVN com J_{IC} (linha C-L).
- A equação (12) considerou a função CVN x J_{IC} (linha C-R).
- Por fim, as equações (13) e (15) expressam CVN x J_{IC} (geral).

A apresentação visual dos resultados, conforme detalhada na seção específica de resultados, foi organizada estrategicamente para permitir comparações claras entre os diferentes modelos. Com isso, espera-se não apenas confirmar a eficácia das correlações nos moldes dos estudos originais que as propuseram, mas também aprofundar a compreensão sobre sua aplicabilidade em contextos diversos, especialmente em materiais com comportamento dúctil.

Cabe ressaltar que este estudo se diferencia por aplicar os modelos de correlação em um conjunto de dados composto exclusivamente por materiais dúcteis e variados, ampliando assim o escopo de análise das equações. Além disso, a comparação sistemática entre diferentes modelos permite extrair conclusões relevantes sobre o desempenho relativo de cada abordagem, oferecendo insights valiosos sobre as inter-relações entre propriedades como tenacidade, resistência ao impacto, elasticidade e escoamento.

Por fim, a interpretação dos resultados deve sempre considerar as condições específicas para as quais cada equação foi originalmente desenvolvida. Embora este estudo valide, de forma visual e estatística, muitas das correlações analisadas, ele também abre espaço para reflexões críticas e futuras investigações, incentivando o aprimoramento de modelos existentes e o desenvolvimento de novas abordagens que permitam estimativas ainda mais precisas e confiáveis para diferentes tipos de materiais.

4. Resultados

Conforme mencionado anteriormente, este capítulo apresenta e discute os resultados obtidos em relação à precisão dos diferentes modelos de correlação analisados.

Dessa forma, os dados foram listados de forma a permitir uma avaliação detalhada e segmentada, considerando separadamente cada região na curva de transição e a integral J, além da categorização por tipo de material.

Como pode ser observado no Apêndice (Item 7.2), os 20 materiais descritos foram 9 aços, 2 alumínio, 1 ferro e 8 titânios.

Com isso, a distinção é essencial para evidenciar como as características intrínsecas de cada material podem influenciar o desempenho dos modelos, destacando variações na precisão e confiabilidade das correlações em função das propriedades específicas de cada corpo de prova. Com essa abordagem, busca-se identificar com maior clareza as condições sob as quais cada modelo se mostra mais adequado e confiável, permitindo não apenas uma validação criteriosa, mas também fornecendo subsídios práticos para sua aplicação em diferentes contextos.

Portanto, a análise segmentada contribui para compreender os limites e as potencialidades de cada método, promovendo uma discussão mais fundamentada sobre suas aplicabilidades além de contribuir para análise de possíveis ajustes necessários nas correlações.

4.1.Região inferior

Primeiramente, realizou-se o plot das três equações para a região inferior (Figura 7):

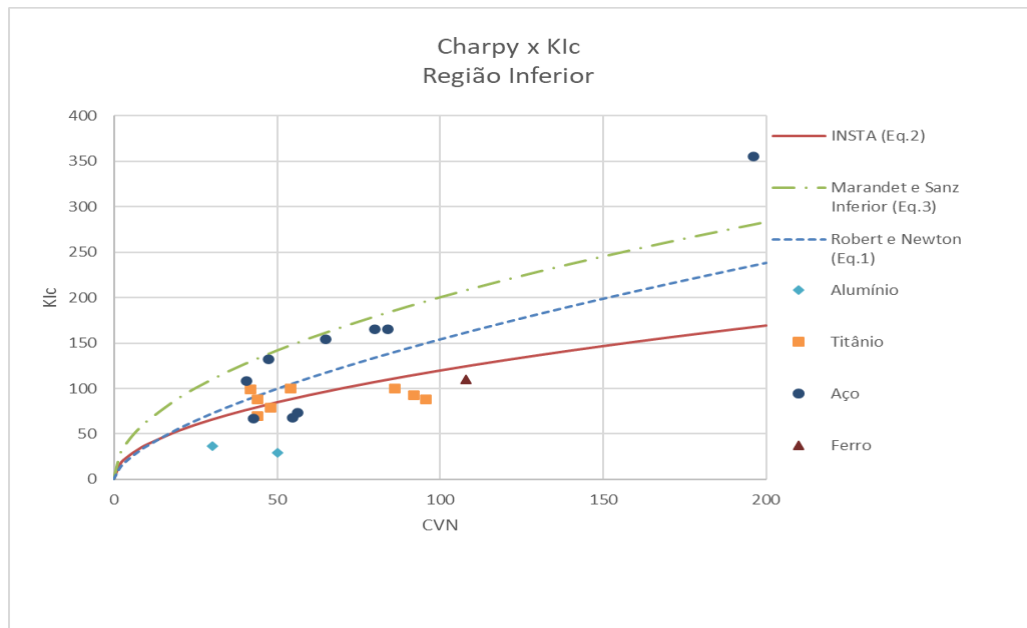


Figura 7: Gráfico K_{IC} x CVN para Região Inferior

Com isso, pode-se observar, qualitativamente, o acompanhamento de aços com tenacidade à fratura mais elevadas com a equação Marandet e Sanz (3), enquanto, para aços com baixo K_{IC} , os aços tendem a seguir a curva de INSTA (2).

Assim, verifica-se numericamente o exposto acima por meio dos cálculos de RMSs absolutos e relativos:

	Equação	RMS (Absoluto)	RMS (Relativo)
Aço	(1)	40.45	30.33%
	(2)	53.98	32.63%
	(3)	39.96	42.56%

Tabela 1: RMSs para Aços na Região Inferior

Para uma análise aprofundada, é possível separar os cálculos RMSs nas duas categorias observadas qualitativamente. Assim, para aços com tenacidade à fratura acima de $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, obtêm-se um RMS Relativo de 11.31% e RMS absoluto de 23.31 em relação a curva (3). Dessa forma, com o mesmo processo realizado para K_{IC} menores que $75 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, têm-se um RMS Relativo de 23.02% e RMS absoluto de 31.44 em relação a curva (2).

Se tratando de ligas de titânio e o ferro estudado é possível encontrar similaridade com a equação INSTA (2), conquanto, não foi verificado nenhuma proximidade com a curva Marandet e Sanz (3) para os dois tipos de ligas:

Titânio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(1)	26.66	30.04%
	(2)	14.72	16.24%
	(3)	67.03	75.89%

Tabela 2: RMSs para Titânios na Região Inferior

Ferro	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(1)	51.79	47.08%
	(2)	14.71	13.37%
	(3)	97.85	88.95%

Tabela 3: RMSs para Ferro na Região Inferior

Todavia, para os alumínio, nenhuma equação obteve resultados condizentes com os dados dos materiais:

Alumínio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(1)	53.18	170.18%
	(2)	42.49	135.74%
	(3)	92.81	292.91%

Tabela 4: RMSs para Alumínios na Região Inferior

4.2.Região de Transição

Como explicitado na metodologia (Item 3), a região de transição foi dividida em dois gráficos (Figura 8 e Figura 9) para representar adequadamente as equações respectivas:

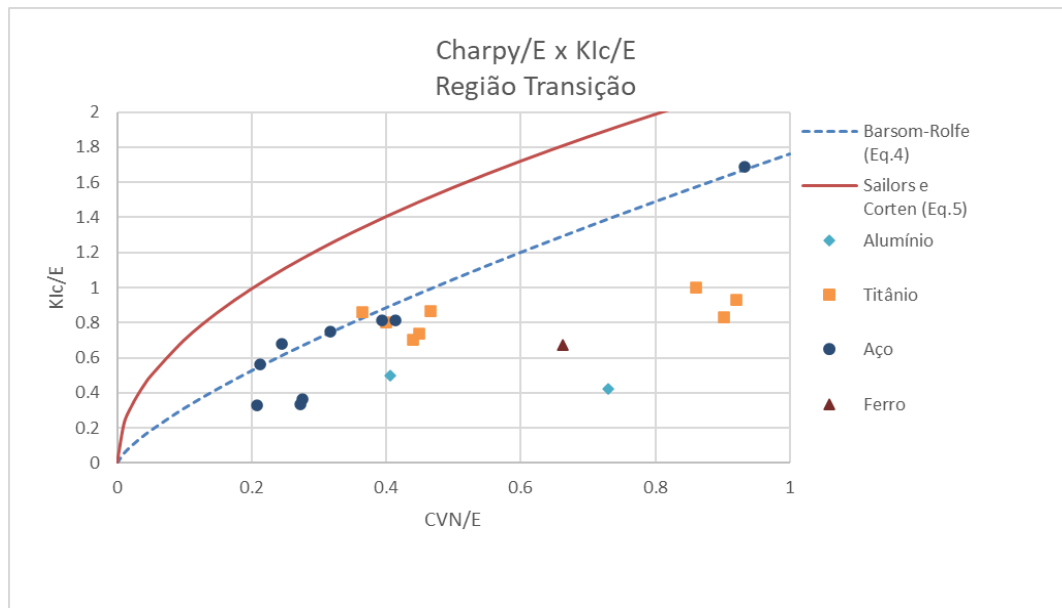


Figura 8: Gráfico K_{IC}/E x CVN/E para Região Transição

Assim, primeiramente, observa-se a falta de proximidade de qualquer material com a equação Sailors e Corten (5), como será exposto numericamente a seguir. Além disso, tanto os aços quanto as ligas de titânio possuem maior proximidade com curva de Barsom-Rolfe (4):

Aço	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(4)	25.30	31.70%
	(5)	120.00	117.54%

Tabela 5: RMSs para Aços na Região Transição para curvas (4) e (5)

Titânio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(4)	22.31	24.69%
	(5)	89.48	100.88%

Tabela 6: RMSs para Titânios na Região Transição para curvas (4) e (5)

Analisando visualmente o gráfico (Figura 8), os aços com tenacidade à fratura abaixo de $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$: AISI 4000 Series Steel (Average), Low Carbon Steel (Average) e Low Alloy Steel (Average) apresentam um distanciamento superior que os outros. Portanto, ao retirar-se os mesmos para os cálculos RMSs, resulta em um RMS Relativo de apenas 5.78% e RMS absoluto de 8.76 em relação a curva (4).

Da mesma forma, ao retirar-se as ligas de titânio com Charpy maiores que 80 J: Ti 3Al 2.5V Alpha Beta Anneal Quenched, Ti 3Al 2.5V Alpha Anneal e

Unalloyed/Modified Titanium (Average) para os cálculos RMSs, obtêm-se em um RMS Relativo de somente 9.54% e RMS absoluto de 8.03 em relação a curva (4).

Entretanto, para os alumínio e Ferro, nenhuma equação obteve resultados condizentes com os dados dos materiais:

	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
Alumínio	(4)	29.73	96.95%
	(5)	84.79	267.08%

Tabela 7: RMSs para Alumínios na Região Transição para curvas (4) e (5)

	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
Ferro	(4)	90.62	82.38%
	(5)	184.55	167.77%

Tabela 8: RMSs para Aços na Região Transição para curvas (4) e (5)

Para o segundo gráfico (Figura 9) da região de transição plotou-se a equação de Marandet e Sanz (6):

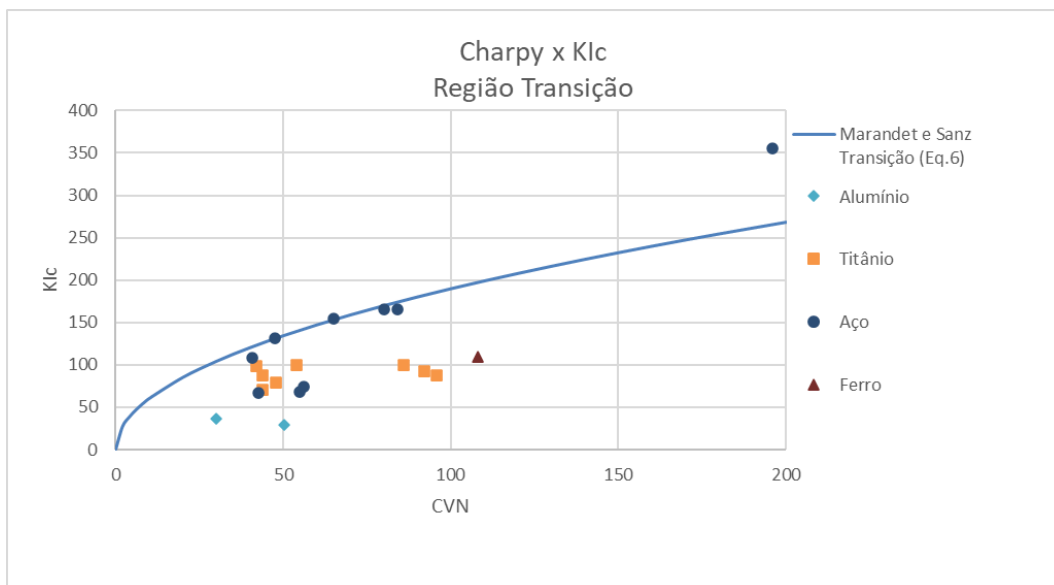


Figura 9: Gráfico K_{Ic} x CVN para Região Transição

Dessa vez, tanto para alumínio, titânios e o ferro os resultados de erros demonstraram ser insatisfatórios:

	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
Alumínio	(6)	86.52	273.26%

Tabela 9: RMSs para Alumínios na Região Transição para curva (6)

Titânio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(6)	59.20	67.10%

Tabela 10: RMSs para Titânios na Região Transição para curva (6)

Ferro	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(6)	87.45	79.50%

Tabela 11: RMSs para Ferro na Região Transição para curvas (6)

Para os aços, a curva está se aproximando dos materiais com alta tenacidade à fratura, portanto:

Aço	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(6)	35.16	36.83%

Tabela 12: RMSs para Aços na Região Transição para curva (6)

Nesse caso, nota-se que os aços apresentam um comportamento bastante similar com o demonstrado na Figura 8, no qual ao retirar-se AISI 4000 Series Steel (Average), Low Carbon Steel (Average) e Low Alloy Steel (Average), com tenacidade à fratura abaixo de $100 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, é nitido que os valores RMSs irão melhorar resultanto em um RMS Relativo de 7.86% e RMS absoluto de 19.69 em relação a curva (6).

4.3.Região Superior

Em primeiro lugar, é notável a similaridade entre as equações de Rolfe-Novak-Barsom (7) e de Robert e Newton (8) ao serem plotadas, como demonstrado na Figura 10:

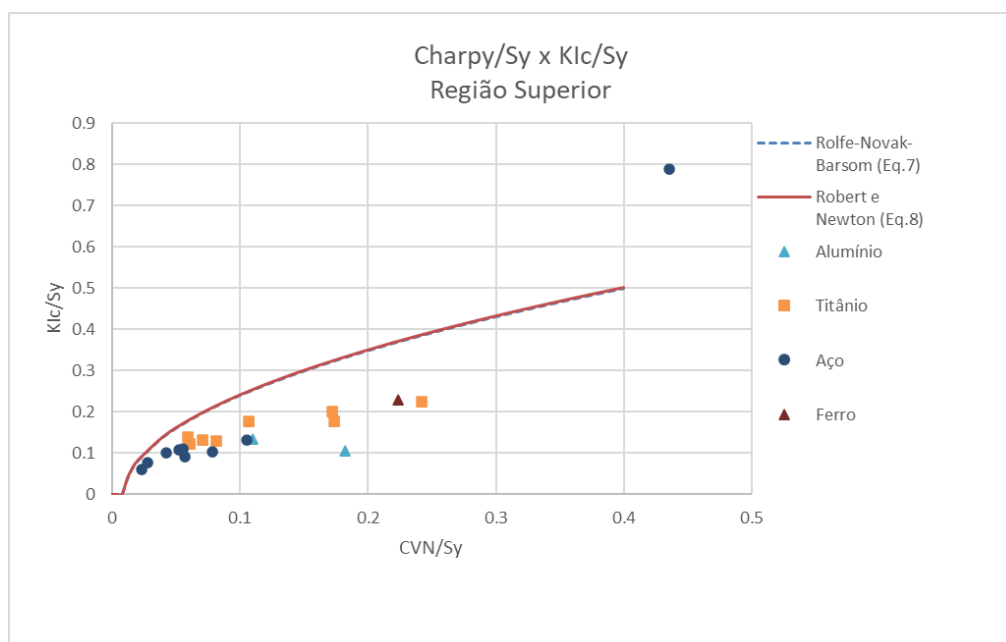


Figura 10: Gráfico K_{IC}/S_y x CVN/S_y para Região Superior

Dessa forma, pode-se observar que as equações encontradas ao normalizar as equações para a plotagem são numericamente equivalentes.

Assim, comprovou-se com os cálculos de RMSs respectivos:

Aço	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(7)	74.46	62.13%
	(8)	75.67	63.27%

Tabela 13: RMSs para Aços na Região Superior

Ferro	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(7)	68.58	62.35%
	(8)	69.56	63.24%

Tabela 14: RMSs para Ferro na Região Superior

Titânio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(7)	50.15	56.24%
	(8)	51.02	57.21%

Tabela 15: RMSs para Titânios na Região Superior

Acima, nota-se que para os aços, titânios e ferro estudados os resultados foram bastante similares.

Entretanto, para os alumínio os resultados foram ainda mais distantes:

	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
Alumínio	(7)	47.53	151.80%
	(8)	47.99	153.25%

Tabela 16: RMSs para Titânios na Região Superior

Portanto, ao analisar a figura 10, existe um comportamento notável tanto para aços quanto para titânios. Assim, ao remover o aço API 5L X-60 Tube, deslocado, e utilizando a ferramenta de Trendline do software Excel, duas equações novas foram propostas:

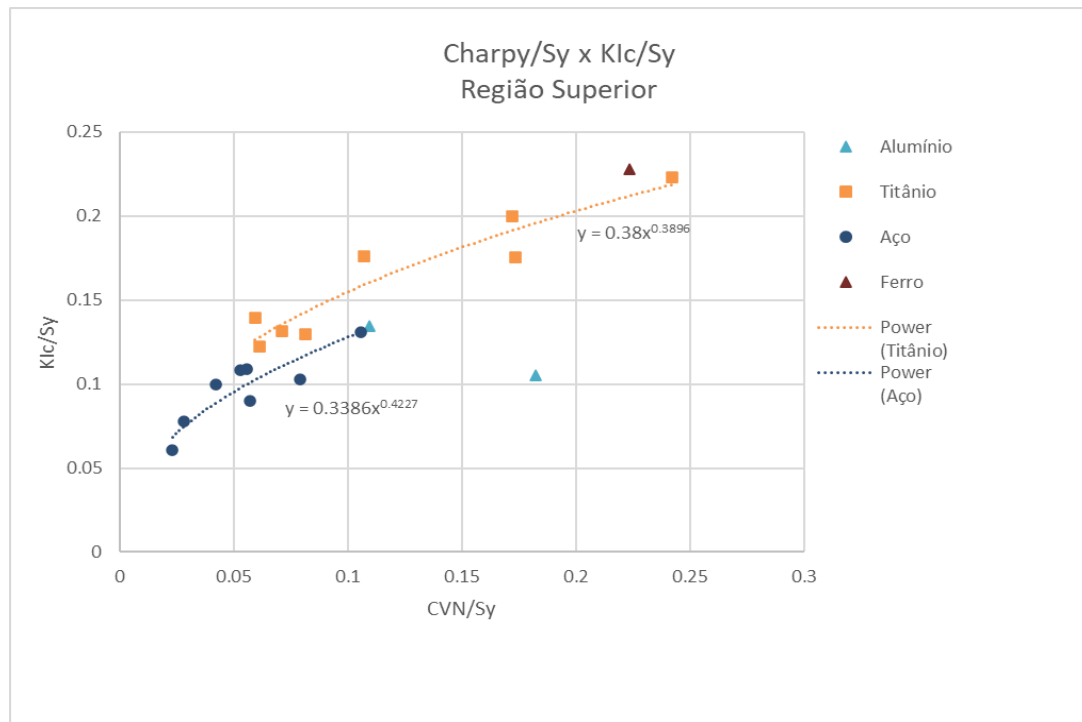


Figura 11: Trendlines para Aços dúcteis e Titânios dúcteis na Região Superior

Logo, a equação proposta para aços (16):

$$\frac{K_{IC}}{S_y} = 0.3386 \cdot \left(\frac{CVN}{S_y} \right)^{0.4227} \quad [MPa\sqrt{m}, MPa, J] \quad (16)$$

De maneira análoga, a equação proposta para titânios (17):

$$\frac{K_{IC}}{S_y} = 0.38 \cdot \left(\frac{CVN}{S_y} \right)^{0.3896} \quad [MPa\sqrt{m}, MPa, J] \quad (17)$$

Realizando o mesmo procedimento anterior, faz-se o gráfico com as equações (Figura 12) e os cálculos RMSs e análises subsequentes, sabendo que desconsidera-se o aço API 5L X-60 Tube:

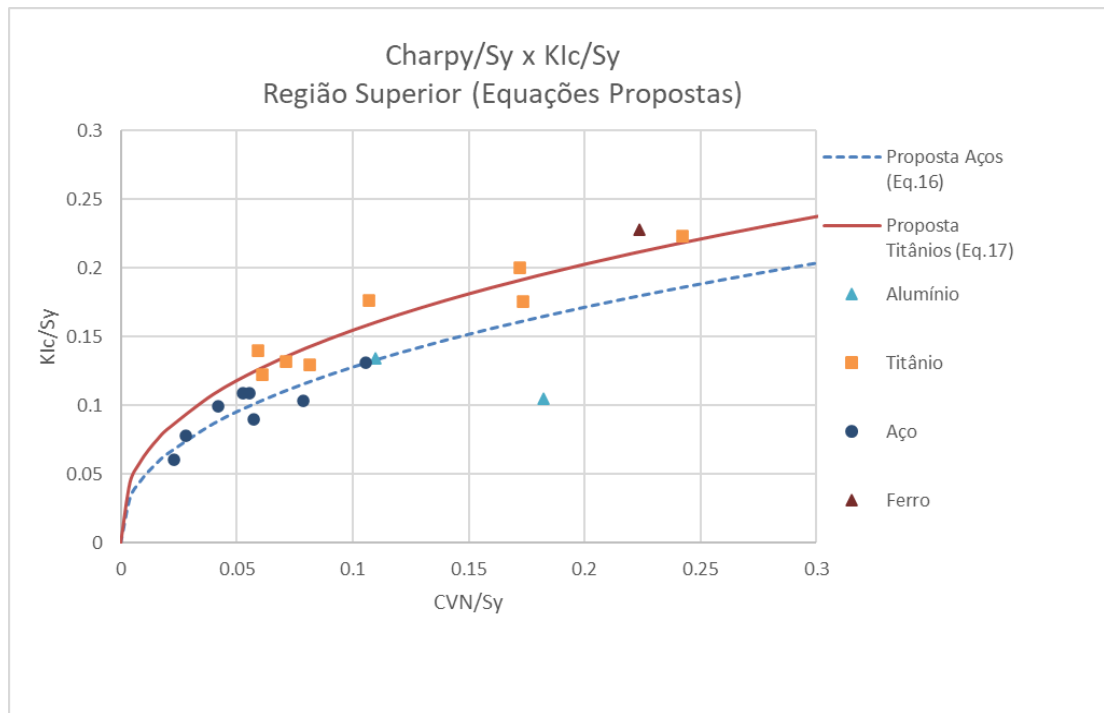


Figura 12: Gráfico K_{Ic}/S_y x CVN/S_y para Região Superior com equações propostas

Nota-se que, para os Titânios e o ferro selecionados, apesar de a curva (16) representar similaridade, a curva (17) se faz bastante apropriada, como demonstrado numericamente:

Titânio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(16)	15.45	17.04%
	(17)	5.79	6.63%

Tabela 17: RMSs para Titânios na Região Superior para curvas (16) e (17)

Ferro	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(16)	23.17	21.07%
	(17)	7.60	6.91%

Tabela 18: RMSs para Ferro na Região Superior para curvas (16) e (17)

Já para os aços e alumínio o inverso é comprovado, apesar de a curva (17) representar similaridade para os aços, a curva (16) se faz bastante apropriada para ambos os tipos de materiais, como exposto:

Aço	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(16)	36.85	15.63%
	(17)	47.89	29.08%

Tabela 19: RMSs para Aços na Região Superior para curvas (16) e (17)

Alumínio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(16)	8.47	29.05%
	(17)	16.09	52.82%

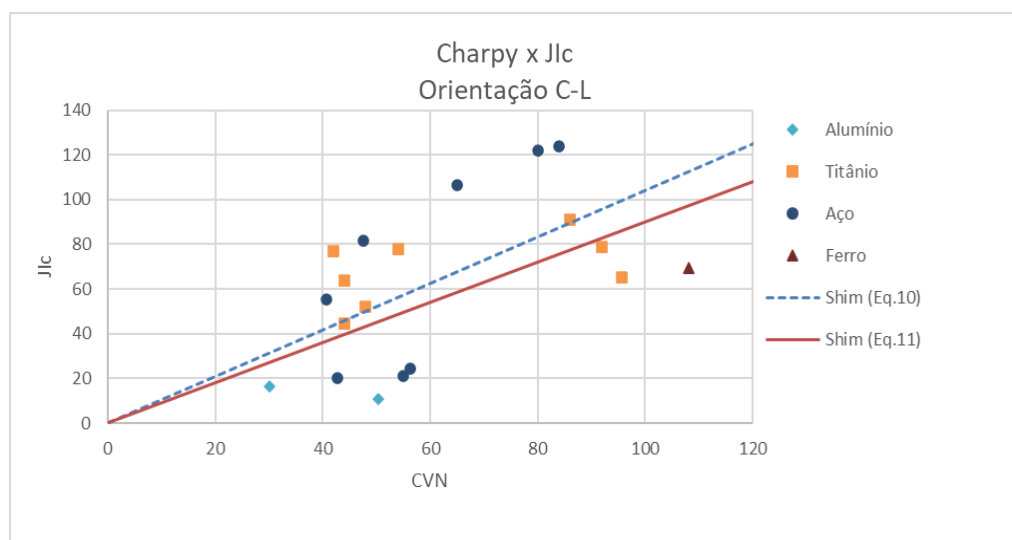
Tabela 20: RMSs para Alumínios na Região Superior para curvas (16) e (17)

4.4. J_{IC}

Como será exposto em detalhes na Conclusão (Item 5) e numericamente a seguir, as relações com J obtiveram erros RMSs bastante significativos, com algumas exceções principalmente em titânios.

Além disso, como exposto na Metodologia (Item 3), todos os plots neste subcapítulo (4.4) estão sob os mesmos eixos $CVN \times J_{IC}$. Assim, a mudança de gráficos apenas indica o enquadramento teórico de cada curva.

Afim de obter uma visualização mais clara nos gráficos, retirou-se o aço API 5L X-60 Tube apenas na plotagem (Figura 13, Figura 14 e Figura 15), contundo, se mantém nos cálculos.

Figura 13: Gráfico $J_{IC} \times CVN$ para Orientação C-L

Para os aços, observou-se que ambas as equações apresentaram erros elevados, especialmente em termos relativos. A equação (10) resultou em um RMS relativo de 72,65%, enquanto a equação (11) apresentou um erro ainda maior, chegando a 116,07%. Isso indica que nenhuma das duas equações possui desempenho plenamente satisfatório para os aços, embora a equação (10)

apresente um erro relativamente menor e, portanto, seria a escolha menos desfavorável dentro desse contexto.

Aço	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(10)	66.22	72.65%
	(11)	102.06	116.07%

Tabela 21: RMSs para Aços em J_{IC} para curvas (10) e (11)

O desempenho das equações para alumínio também foi desafiador. A equação (10) apresentou um RMS relativo extremamente elevado, de 235,63%, o que praticamente inviabiliza sua utilização para este material. Por outro lado, a equação (11) teve um desempenho consideravelmente melhor, com erro relativo de 69,58%, embora este valor ainda seja elevado para aplicações de maior rigor.

Portanto, apesar de ambas apresentarem erros relevantes, a equação (11) se mostra claramente mais adequada para alumínio em comparação com a equação (10).

Alumínio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(10)	28.15	235.63%
	(11)	7.83	69.58%

Tabela 22: RMSs para Alumínios em J_{IC} para curvas (10) e (11)

Para o ferro, foi possível observar um comportamento mais promissor. A equação (11) se destacou, apresentando um RMS relativo de 34,92%, o que, embora não seja excelente, representa um desempenho razoavelmente aceitável para correlações empíricas deste tipo. Por outro lado, a equação (10) resultou em um erro relativo maior, de 61,39%.

Portanto, é possível concluir que, para ferro, a equação (11) é preferencial, mostrando desempenho claramente superior dentro desse grupo.

Ferro	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(10)	42.73	61.39%
	(11)	24.30	34.92%

Tabela 23: RMSs para Ferro em J_{IC} para curvas (10) e (11)

Entre todos os materiais analisados, os titânios foram aqueles que apresentaram os melhores desempenhos das equações. A equação (10) apresentou um RMS relativo de 22,69%, enquanto a equação (11) apresentou um erro ainda menor, de 13,26%. Esses resultados indicam que ambas as equações são razoavelmente aplicáveis para titânios, especialmente a equação (11), que mostrou um ajuste bastante satisfatório.

Titânio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(10)	16.13	22.69%
	(11)	9.31	13.26%

Tabela 24: RMSs para Titânios em J_{IC} para curvas (10) e (11)

Na análise dos resultados para a orientação C-R, foi avaliada a equação (12):

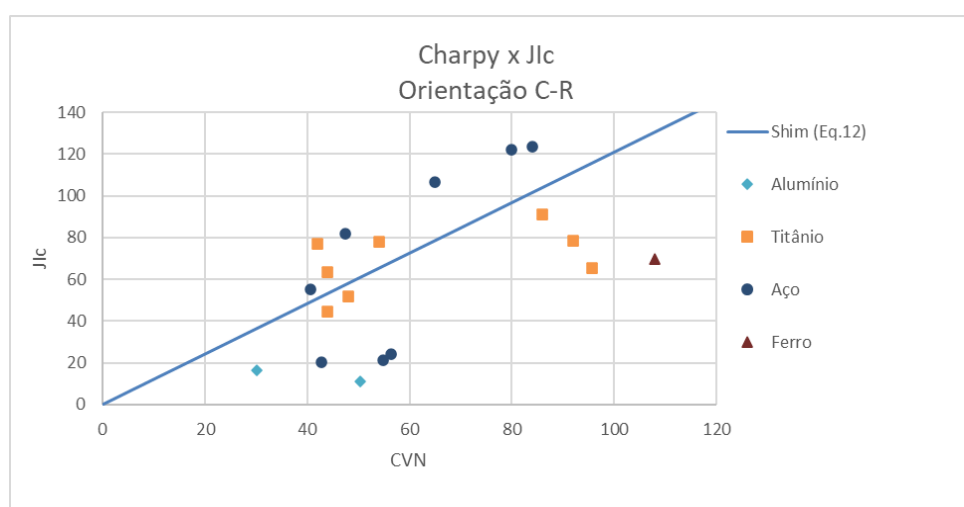


Figura 14: Gráfico J_{IC} x CVN para Orientação C-R

Assim, como no comportamento da análise anterior da orientação C-L, Os titânios foram os materiais que apresentaram, de forma destacada, os melhores resultados. O erro relativo de 23,42%, é bastante inferior aos erros dos demais materiais.

Titânio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(12)	16.33	23.42%

Tabela 25: RMSs para Titânios em J_{IC} para curva (12)

Por outro lado, os grupos formados por aços, alumínio e ferro apresentaram um desempenho significativamente abaixo do esperado. Dessa forma, para os aços, o erro relativo foi extremamente elevado (182,84%), com

um RMS absoluto de 137,56, o que representa uma diferença muito expressiva entre os valores preditos pela equação e os valores reais dos materiais.

Os alumínio, apesar de possuírem um erro absoluto naturalmente menor devido às menores magnitudes de J_{IC} nesse grupo, exibiram um erro relativo de 115,33%, também considerado muito elevado.

No caso do ferro, embora o erro relativo tenha sido inferior ao dos aços e alumínio (81,39%), ele ainda se mantém em um patamar considerado inadequado.

Aço	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(12)	137.56	182.84%

Tabela 26: RMSs para Aços em J_{IC} para curva (12)

Alumínio	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(12)	13.15	115.33%

Tabela 27: RMSs para Alumínios em J_{IC} para curva (12)

Ferro	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
	(12)	56.64	81.39%

Tabela 28: RMSs para Ferro em J_{IC} para curva (12)

Na análise dos resultados para uma equação independente de orientação, foram avaliada as equações (13) e (15):

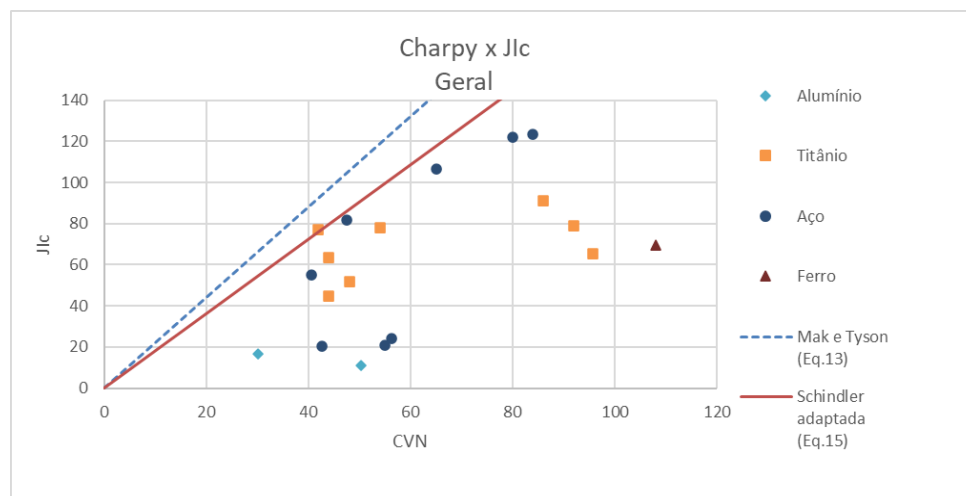


Figura 15: Gráfico J_{IC} Geral

A avaliação das equações (13) e (15) aplicadas na orientação geral revelou um cenário caracterizado por altos níveis de erro, tanto absoluto quanto relativo.

Embora ainda com valores de erro elevados, o grupo dos titânios novamente apresentou o melhor desempenho relativo,

O erro relativo foi de 68,12% para a equação (15) e 103,94% para a equação (13), sugerindo que, ainda que longe de ideal, a equação (15) oferece uma aproximação consideravelmente melhor que a (13) para este grupo.

	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
Titânio	(13)	70.27	103.94%
	(15)	45.87	68.12%

Tabela 29: RMSs para Titânios em J_{IC} para curvas (13) e (15)

Por outro lado, os materiais do grupo dos aços, alumínio e ferro apresentaram desempenho insatisfatório, com erros extremamente elevados que comprometem a aplicabilidade prática dessas equações.

Nos alumínio, os erros foram os mais altos de todos, atingindo valores alarmantes de 610% para a equação (13) e 484,13% para a equação (15). Da mesma forma, o comportamento dos aços foi bastante problemático, com erros relativos de 164,87% na equação (13) e 121,86% na equação (15), revelando que, embora a equação (15) ofereça um leve aprimoramento, ambas permanecem distantes de uma previsão adequada. No caso do ferro, os erros também se mostraram elevados, com 241,41% na equação (13) e 180,89% na equação (15).

	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
Aço	(13)	66.26	164.87%
	(15)	54.34	121.86%

Tabela 30: RMSs para Aços em J_{IC} para curvas (13) e (15)

	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
Alumínio	(13)	74.80	610.00%
	(15)	59.12	484.13%

Tabela 31: RMSs para Alumínios em J_{IC} para curvas (13) e (15)

	Equation	RMS (Absolute)	RMS (Relative)
Ferro	(13)	168.01	241.41%
	(15)	125.89	180.89%

Tabela 32: RMSs para Ferro em J_{IC} para curvas (13) e (15)

Analisando visualmente os três gráficos correspondentes às orientações C-

L, C-R e Geral (Figura 13, Figura 14 e Figura 15), percebe-se aços com J_{IC} inferior a $50 \frac{kJ}{m^2}$, apresentam um distanciamento considerável em relação aos demais pontos e às tendências representadas pelas equações analisadas.

Portanto, ao realizar uma análise de erros excluindo especificamente esses três materiais de menor J_{IC} (AISI 4000 Series Steel, Low Carbon Steel e Low Alloy Steels), observa-se uma melhoria expressiva nos resultados de RMS, tanto absoluto quanto relativo. Para a equação (10), o RMS absoluto passa a ser de 83.61 e o relativo reduz-se para 37.23%. Já na equação (11), embora ainda apresente um erro mais elevado, há uma redução relevante, com um RMS absoluto de 133.81 e um RMS relativo de 86.52%.

Na orientação C-R, para a equação (12), que antes possuía os maiores erros, o RMS absoluto diminui para 166.63, com um RMS relativo de 139.28%, o que ainda caracteriza um erro expressivo, porém levemente inferior ao cenário anterior.

Por sua vez, na orientação geral, a melhoria é mais evidente. O RMS absoluto da equação (13) reduz-se 53.91, e o relativo para 39.79%, sinalizando uma melhora considerável frente aos valores encontrados anteriormente. Já para a equação (15), os melhores resultados são atingidos, com RMS absoluto de 46.03 e um RMS relativo de 20.92%.

4.5. Modelos Recomendados

Com a finalidade de manter a aplicabilidade da presente conclusão, as tabelas que seguem foram desenvolvidas considerando um erro RMS relativo de no máximo 38%. Assim, materiais e equações que em regiões ou orientações específicas não foram encontrados mantendo esse padrão foram excluídos das tabelas.

Tratando-se da região inferior, foi notado que para aços com tenacidade à fratura acima de $100 MPa\sqrt{m}$, obteve-se uma proximidade em relação a curva (3) e para K_{IC} menores que $75 MPa\sqrt{m}$ em relação a curva (2). Além disso, foi observado que alumínio não apresentaram comportamento compatível com nenhuma das equações estudadas. Assim, as melhores possibilidades de aplicações analisadas se encontram na tabela (Tabela 33).

Nome	Equação	RMS Absoluto	RMS Relativo
Aços de Tenacidade à Fratura > 100	Marandet e Sanz Inferior (Eq.3)	23.31	11.31%
Aços de Tenacidade à Fratura < 75	INSTA (Eq.2)	31.44	23.02%
Ferro		14.71	13.37%
Titânios		14.72	16.24%
Aços	Robert e Newton (Eq.1)	40.45	30.33%

Tabela 33: Modelos Recomendados para Região Inferior

Assim como na região inferior, para a região de transição, observou-se que os aços de alta tenacidade ($K_{IC} > 100 \text{ MPa}\sqrt{m}$) apresentaram desempenho bastante satisfatório frente à equação de Barsom-Rolfe (4), que resultou em um erro relativo inferior a 6%. Esse resultado demonstra que, dentro desse intervalo de propriedades, a equação é robusta e confiável. Além disso, a equação de Marandet e Sanz para transição (6) também apresentou boa aderência, com erros abaixo de 8%, o que oferece uma alternativa válida para previsão da tenacidade em aços de elevada ductilidade.

Por outro lado, quando se analisa o conjunto total de aços, independentemente do nível de tenacidade, os erros aumentam de forma significativa, superando 30% no RMS relativo. Esse comportamento sugere que, na região de transição, o uso de uma única equação para descrever materiais de características tão diversas não se mostra adequado. Portanto, torna-se evidente que é necessário segmentar os materiais, especialmente no caso dos aços, de acordo com sua faixa de tenacidade, a fim de obter previsões mais precisas.

No caso dos titânios, destaca-se que os materiais com valores de energia Charpy inferiores a 80 J apresentaram aderência satisfatória às equações, com erros abaixo de 10%. Contudo, quando se consideram todos os titânios sem essa segmentação, os erros aumentam de maneira expressiva, o que reforça a necessidade de aplicar critérios de restrição de faixa para esses materiais também.

Nome	Equação	RMS Absoluto	RMS Relativo
Aços de Tenacidade à Fratura > 100	Barsom-Rolfe (Eq.4)	8.76	5.78%
Titânios de Charpy < 80		8.03	9.54%
Aços		25.30	31.70%
Titânios		22.31	24.69%
Aços de Tenacidade à Fratura > 100	Marandet e Sanz Transição (Eq.6)	19.69	7.86%

Tabela 34: Modelos Recomendados para Região de Transição

Na análise da região superior, onde predominam mecanismos de fratura dúctil, foram observados resultados que reforçam tanto os avanços como as

limitações das equações estudadas. Para os aços, a equação Proposta (16) apresentou desempenho aceitável, com erro relativo em torno de 15%. Esse valor, embora razoável dentro do contexto da engenharia de materiais, indica que, mesmo em regimes onde o material exibe comportamento mais previsível, as equações ainda carregam uma parcela considerável de incerteza.

No caso dos titânios, o desempenho da equação Proposta (17) foi levemente melhor, com erro na faixa de 17%, o que sugere uma boa aplicabilidade, considerando a complexidade intrínseca dos ligantes de titânio, que possuem elevada resistência, mas também elevada sensibilidade a pequenas variações microestruturais.

Por outro lado, o resultado para o ferro foi notavelmente satisfatório, com erro inferior a 7%, o que confirma que os ferros fundidos nodulares possuem comportamento mais homogêneo e previsível sob condições de fratura dúctil. Esse dado reforça a aplicabilidade das equações propostas para esse material específico.

No entanto, os resultados para os alumínio chamam atenção negativamente, apresentando erros relativos na casa dos 29%. Esse alto nível de erro sugere que os modelos estudados não são adequados para esse grupo de materiais na região superior, possivelmente devido às particularidades metalúrgicas dos alumínio, como a elevada influência de mecanismos de endurecimento por deformação, microvazios e trincas intergranulares, que não são capturados adequadamente pelas equações baseadas em dados empíricos voltados a materiais ferrosos ou de alta resistência.

Nome	Equação	RMS Absoluto	RMS Relativo
Aços	Proposta Aços (Eq.16)	36.85	15.63%
Alumínios		8.47	29.05%
Titânios	Proposta Titânios (Eq.17)	5.79	17.04%
Ferro		7.60	6.91%

Tabela 35: Modelos Recomendados para Região Superior

Para a Integral J, foi possível observar que as equações avaliadas apresentaram desempenhos distintos a depender do material, da orientação de carregamento e da faixa de valores de tenacidade.

Tratando-se da orientação C-L, verificou-se que para os aços com J_{IC} superiores a $50 \frac{kJ}{m^2}$, a equação proposta por Do Jun Shim (10) apresentou um desempenho satisfatório, com um RMS relativo inferior a 38%, valor que,

embora não sejam baixos, são aceitáveis considerando a dispersão natural dos dados e a simplicidade do modelo. Além disso, quando aplicada a materiais de titânio, a equação refinada por Do Jun Shim (11) destacou-se como a mais adequada, atingindo os menores erros dessa orientação, com RMS relativo na casa dos 13%. Já para o ferro, a aplicação da mesma equação resultou em um erro moderado, com RMS relativo inferior a 35%, o que, embora não represente uma aderência perfeita, ainda demonstra uma coerência aceitável.

Ao analisar a orientação C-R, os resultados mostraram uma aplicabilidade restrita. Somente os titânios apresentaram aderência razoável à equação de Do Jun Shim (12), com um RMS absoluto de 16,33 e um RMS relativo de 23,42%, valores que, embora não sejam os menores encontrados no estudo, ainda se mantêm dentro de um patamar aceitável para esse tipo de modelagem empírica. Por outro lado, os demais materiais apresentaram erros bastante elevados, evidenciando que esta equação possui uma aplicabilidade muito limitada fora do contexto dos titânios.

Para a orientação geral, que busca representar um comportamento médio independente da direção de propagação da trinca, o modelo que apresentou melhor aderência para os aços (considerando aqueles com J_{IC} superiores a $50 \frac{kJ}{m^2}$) foi o Schindler Adaptado (15), que atingiu um RMS relativo nos 20%. Esse resultado se destaca como o mais eficiente entre todas as equações aplicadas aos aços, indicando que essa proposta apresenta robustez e boa capacidade de previsão quando são desconsiderados os materiais de baixo J_{IC} .

Orientação	Nome	Equação	RMS Absoluto	RMS Relativo
C-L	Aços com $J > 50$	Shim (Eq.10)	83.61	37.23%
	Titânios	Shim (Eq.11)	9.31	13.26%
	Ferro		24.30	34.92%
C-R	Titânios	Shim (Eq.12)	16.33	23.42%
Geral	Aços com $J > 50$	Schindler adaptada (Eq.15)	46.03	20.92%

Tabela 36: Modelos Recomendados para J_{IC}

5. Conclusões

Diversos modelos de correlação entre propriedades mecânicas foram analisados, revelando limitações significativas quando comparados aos dados empíricos obtidos. Em especial, notou-se que os valores de tenacidade à fratura estimados por essas abordagens apresentaram grande variação em relação aos experimentais, evidenciando a imprecisão das fórmulas aplicadas em diferentes situações.

Com isso, alguns modelos mostraram maior coerência com determinados tipos de metais, sugerindo que sua aplicação deve ser criteriosamente orientada conforme as características dos materiais em questão. Isso demonstra que a escolha de qualquer método de correlação não pode ser feita de forma genérica, sob risco de comprometer a segurança estrutural.

Assim, a tentativa de encontrar uma expressão matemática única e abrangente, capaz de associar qualquer material, de forma confiável, a resistência ao impacto com a tenacidade, mostrou-se inviável.

Portanto, a aplicação de correlações deve ser feita com cautela, considerando sempre o contexto específico e adotando premissas conservadoras. Sem esse cuidado, o uso de tais relações matemáticas pode levar a interpretações errôneas ou decisões inseguras em projetos que dependem da integridade mecânica dos materiais.

De forma geral, observa-se que as equações associadas à previsão de J_{IC} são altamente sensíveis tanto às características específicas dos materiais quanto aos modos de carregamento. Portanto, a aplicabilidade dessas correlações deve ser sempre condicionada às faixas de propriedades nas quais foram validadas. Além disso, os elevados erros encontrados em determinados materiais e orientações demonstram que tais modelos, embora úteis como primeira aproximação, não substituem ensaios diretos quando alta precisão é requerida.

É importante destacar que este estudo apresenta algumas limitações relevantes que precisam ser consideradas na interpretação dos resultados. Em primeiro lugar, a quantidade de materiais analisados é limitada, abrangendo apenas 20 materiais, sendo apenas um ferro e somente dois alumínio, impossibilitando a generalização de ambos os tipos de materiais. Essa restrição na diversidade e na quantidade de dados limita a abrangência estatística e, consequentemente, a robustez das conclusões.

Além disso, as temperaturas não foram consideradas, o que é um fator crítico, especialmente em estudos que envolvem transição dúctil-frágil, visto que a tenacidade à fratura e a energia absorvida no impacto são extremamente sensíveis à temperatura. Portanto, os resultados aqui obtidos representam apenas um recorte específico, sem a devida consideração dos efeitos térmicos, que poderiam alterar significativamente as correlações estabelecidas.

Outro ponto fundamental para a análise dos resultados é a dependência das equações às faixas de aplicação dos materiais. As equações estudadas não são universais e foram desenvolvidas dentro de contextos específicos, o que se confirma pelos dados deste trabalho. Dessa forma, na região de transição, por exemplo, a equação de Barsom-Rolfe (4) possui validade para materiais cujo limite de escoamento varia de 276 a 1724 MPa e cujas energias Charpy estão entre 4 e 82 J. A equação de Sailors e Corten apresenta faixa de aplicação para limites de escoamento entre 263 e 923 MPa, reforçando que se trata de modelos voltados a materiais com resistência intermediária. Já a equação de Marandet e Sanz Transição (6) é aplicável para materiais com limite de escoamento entre 303 e 820 MPa, faixa mais restrita que as anteriores. Da mesma maneira, na região superior, a equação de Rolfe-Novak-Barsom (7) é, aparentemente, direcionada a materiais de alta resistência, com limites de escoamento variando de 1000 a 1300 MPa e energias de impacto Charpy na faixa de 31 a 121 J, o que restringe sua aplicabilidade a ligas avançadas, como certos aços de alta resistência e titânios.

É importante destacar que os resultados obtidos para a Integral J estão diretamente condicionados às hipóteses, simplificações e limitações assumidas na formulação das equações empregadas. Primeiramente, a utilização da relação teórica para conversão entre K_{IC} e J_{IC} carrega consigo uma série de pressupostos, que não consideram por inteiro a utilidade. Com isso, é evidente que a utilização de dados experimentais, assumidos como os reais a serem comparados em erros, obtidos de forma indireta por meio de correlação resulta em uma falta de confiabilidade maior ao processo.

Além disso, as equações derivadas do estudo de Do Jun Shim possuem um escopo muito bem definido, tanto em relação à orientação da trinca (C-L e C-R) quanto às propriedades dos materiais avaliados. Os dados originais estavam restritos principalmente a aços para dutos de qualidade relativamente inferior, o que limita a generalização desses modelos para materiais de classes distintas, como titânios, alumínio ou mesmo ferros fundidos. Esse fator ficou evidente nos

elevados erros obtidos em determinados grupos, especialmente quando extrapolados para materiais fora do escopo original da pesquisa. Contudo, provou-se positivo a consideração dos titânios, como exposto.

Adicionalmente, a correlação para a orientação C-R carrega um viés específico, oriundo da suposição de que a energia Charpy na direção C-R é, sistematicamente, 30% inferior àquela na orientação C-L, e que essa redução traduz-se em uma queda de 12% no valor de J_{IC} . Embora essa aproximação funcione de maneira razoável dentro da faixa de materiais analisados pelo paper, é plausível que essa relação não seja universal, o que explica os desempenhos limitados observados nos resultados para alguns materiais.

Da mesma forma, as equações oriundas dos trabalhos de Mak & Tyson e Schindler, que correlacionam diretamente J_{IC} (com $\Delta a=0.2$ mm) à energia Charpy, dependem de parâmetros que não foram individualizados neste trabalho, como o A_{gt} , estimado de forma genérica em 10% para todos os materiais. Embora essa seja uma escolha condizente com materiais dúcteis, ela não reflete variações reais entre diferentes ligas metálicas. Isso, sem dúvida, impacta a acurácia das predições, especialmente para materiais cuja deformação uniforme se afasta significativamente desse valor médio.

Assim, é possível afirmar que a utilização dessas equações fora das faixas para as quais foram desenvolvidas resulta, quase inevitavelmente, em erros elevados e previsões inconsistentes.

Com isso, torna-se evidente que, embora os modelos analisados ofereçam ferramentas úteis para estimativas iniciais de tenacidade à fratura a partir de resultados de ensaio Charpy, sua aplicação requer extrema cautela. Os erros encontrados, em alguns casos, são aceitáveis para análises preliminares especialmente quando os materiais estão dentro da faixa de aplicabilidade da equação, mas em outros são significativamente elevados, ultrapassando margens toleráveis para aplicações críticas em engenharia.

Além disso, a ausência de consideração de variáveis como temperatura, orientação do corpo de prova e efeito de microestruturas específicas limita ainda mais a generalização dos resultados. Assim, este estudo reforça a visão de que as equações de correlação entre tenacidade e impacto devem ser vistas como ferramentas auxiliares, e não substitutas dos ensaios específicos de fratura, sobretudo quando se trata de projetos com altos requisitos de confiabilidade e segurança.

No entanto, de maneira geral, os resultados obtidos ao longo deste trabalho demonstram avanços significativos na compreensão das correlações entre os parâmetros de resistência ao impacto (CVN) e tenacidade à fratura, tanto na mecânica linear quanto na elasto-plástica. Além disso, destaca-se como ponto positivo o desenvolvimento de um método de avaliação quantitativa e qualitativa robusto, capaz de analisar e comparar, de forma criteriosa, diversas equações disponíveis na literatura, bem como suas limitações e faixas de aplicabilidade, especialmente em materiais dúteis.

Esse método, baseado na análise de erros RMS absoluto e relativo, aliado à divisão criteriosa dos materiais por regiões de fratura (inferior, transição e superior) e por orientação da trinca (C-L, C-R e geral), mostrou-se uma ferramenta eficiente e de fácil interpretação. Dessa forma, torna-se possível não apenas avaliar criticamente modelos existentes, mas também orientar, com base estatística, o desenvolvimento e proposição de novas correlações, mais aderentes aos materiais ou faixas de interesse.

Outro ponto extremamente relevante refere-se à flexibilidade e escalabilidade da metodologia adotada. O trabalho foi estruturado de maneira que permite, de forma relativamente simples, a inserção de novos materiais e dados experimentais, o que abre caminho para expansões futuras da pesquisa, seja com a inclusão de diferentes ligas metálicas, materiais compósitos ou variações decorrentes de temperatura, tratamento térmico e outros fatores que não foram contemplados nesta abordagem.

Assim, este estudo não apenas oferece um panorama claro sobre a aplicabilidade das equações existentes, mas também se configura como uma plataforma de base confiável para estudos futuros, validações adicionais e, potencialmente, para a formulação de modelos mais generalizáveis, contribuindo diretamente para as áreas de integridade estrutural, engenharia de materiais e análise de fratura.

Dessa forma, reforça-se que, apesar das limitações naturais, os resultados aqui obtidos proporcionam um avanço metodológico relevante, com aplicabilidade prática tanto no meio acadêmico quanto industrial, especialmente em setores onde a previsão da resistência à fratura é essencial para garantir a segurança e a confiabilidade de estruturas e equipamentos.

Portanto, recomenda-se que futuros trabalhos utilizem a metodologia aqui desenvolvida ampliando a base de dados, incluindo diferentes relações com

temperaturas e geometrias e explorando outros tipos de materiais, como ligas avançadas, materiais poliméricos ou compósitos, além de avaliar o impacto de tratamentos térmicos e processos de fabricação na robustez das equações.

6. Referências

- [1] BARSOM, J. M.; ROLFE, S. T. **Correlation Between Charpy V-notch Test Results in the Transition Temperature Range**. American Society for Testing and Materials, 1970.
- [2] ROLFE, S. T.; NOVAK, S. R. Slow-bend K_{Ic} testing of medium-strength high-toughness steels. In: **Review of developments in plane strain fracture toughness testing**. ASTM International, 1970.
- [3] ASTM E-1921-03, **Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T₀, for Ferritic Steels in the Transition Range**. American Society for Testing and Materials, Philadelphia, PA, 2003.
- [4] POLANCO ESPEZUA, SANDRO & GUIMARÃES, VALDIR. **Curva mestra e características da tenacidade à fratura dos aços api 5L X70 e X80**. 19º Congresso Brasileiro de Engenharia e Ciência dos Materiais. 7291-7298, 2010
- [5] SREENIVASAN, P. R. **Estimation of ASTM E-1921 reference temperature from Charpy tests: Charpy energy-fracture toughness correlation method**. Engineering fracture mechanics, v. 75, n. 18, p. 5229-5245, 2008.
- [6] API 579-1/ASME FFS-1 **Fitness-For-Service** F.4.9.7, 2021
- [7] ROBERTS, R. **Interpretive report on small scale test correlations with K_{Ic} data**. Welding Research Bulletin, v. 265, 1981.
- [8] SAILORS, R. H.; CORTEN, H. T. **Relationship between material fracture toughness using fracture mechanics and transition temperature tests**. In: Fracture Toughness: Part II. ASTM International, 1972.
- [9] BARSOM, John M.; ROLFE, Stanley Theodore. **Fracture and fatigue control in structures: Applications of fracture mechanics**. ASTM International, 1999.
- [10] CASTRO, J.T.P.; MEGGIOLARO, M.A. **Fadiga: Técnicas e Práticas de Dimensionamento Estrutural sob Cargas Reais de Serviço: Volume I – Iniciação de Trincas**. Scotts Valley, CA: CreateSpace Publishing Company. ISBN 1449514693, 494 pages, 2009

- [11] CASTRO, J.T.P.; MEGGIOLARO, M.A. **Fadiga: Técnicas e Práticas de Dimensionamento Estrutural sob Cargas Reais de Serviço: Volume II – Propagação de Trincas, Efeitos Térmicos e Estocásticos**. Scotts Valley, CA: CreateSpace Publishing Company. ISBN 1449514707, 578 pages, 2009
- [12] MARTINS G. P., **Determinação dos parâmetros de iniciação J_i e δ_i em junta de aço ASTM A516 grau 65-N soldada por arco submerso**, Dissertação de Mestrado – Departamento de engenharia Metalúrgica da Universidade Federal de Minas Gerais, Setembro 1985.
- [13] NAVY, U. S. **The Design and Methods of Construction of Welded Steel Merchant Vessels: Final Report of a (US Navy) Board of Investigation**. Welding Journal, v. 26, n. 7, p. 569, 1947.
- [14] WILLIAMS, Morgan L.; ELLINGER, George A. **Investigation of fractured steel plates removed from welded ships**. National Research Council, Division of Engineering and Industrial Research, 1957.
- [15] MATHUR, K. K.; NEEDLEMAN, A.; TVERGAARD, V. **3D analysis of failure modes in the Charpy impact test**. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, v. 2, n. 3A, p. 617, 1994.
- [16] MEYERS, Marc André; CHAWLA, Krishan Kumar. **Mechanical behavior of materials**. Cambridge university press, 2008.
- [17] BARBOSA, Vitor S. et al. **Charpy impact energy correlation with fracture toughness for low alloy structural steel welds**. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, v. 113, p. 102934, 2021.
- [18] CHAO, Yuh J.; WARD JR, J. D.; SANDS, Randy G. **Charpy impact energy, fracture toughness and ductile–brittle transition temperature of dual-phase 590 Steel**. Materials & design, v. 28, n. 2, p. 551-557, 2007.
- [19] YILDIZ, Rasid Ahmed. **Evaluation of fracture toughness and Charpy V-notch test correlations for selected Al alloys**. European Mechanical Science, v. 6, n. 1, p. 1-8, 2022.
- [20] YU, Meifang; LUO, Zhen; CHAO, Y. J. **Correlations between Charpy V- notch impact energy and fracture toughness of nuclear reactor pressure vessel (RPV) steels**. Engineering Fracture Mechanics, v. 147, p. 187-202, 2015.

- [21] CHAOUADI, R.; GERARD, R. **Development of a method for extracting fracture toughness from instrumented Charpy impact tests in the ductile and transition regimes.** Theoretical and Applied Fracture Mechanics, v. 115, p. 103080, 2021.
- [22] KAIJALAINEN, Antti J. et al. **Effect of austenite grain structure on the strength and toughness of direct-quenched martensite.** Journal of Alloys and Compounds, v. 577, p. S642-S648, 2013.
- [23] LI, Xiangqing et al. **A modified correlation between KJIC and Charpy V- notch impact energy of Chinese SA508-III steel at the upper shelf.** Journal of Nuclear Materials, v. 505, p. 22-29, 2018.
- [24] ASGHARI, Vahid; CHOUPANI, Naghdali; HANIFI, Mahdi. **CVN–KJC correlation model for API X65 gas pipeline.** Engineering Failure Analysis, v. 79, p. 51-63, 2017.
- [25] TERÁN, G. et al. **Estimation of fracture toughness KIC from Charpy impact test data in T-welded connections repaired by grinding and wet welding.** Engineering Fracture Mechanics, v. 153, p. 351-359, 2016.
- [26] MARANDET, B.; SANZ, G. **Evaluation of the toughness of the medium- strength by using elastic fracture mechanics and correlations between KIC and Charpy V-notch.** Flaw Growth and Fracture ASTM 631, 1978.
- [27] INSTA Technical Report. **Assessment of structures containing discontinuities.** Stockholm: Materials Standards Institution; 1991
- [28] WALLIN, Kim. **Critical assessment of the Rolfe-Novak CVN-KIC upper shelf correlation.** Engineering Fracture Mechanics, v. 258, p. 108117, 2021.
- [29] MÉNDEZ, Gerardo Terán et al. **Fracture toughness and Charpy CVN data for A36 steel with wet welding.** Soldagem & Inspeção, v. 22, p. 258-268, 2017.
- [30] BARSOM, John M. **Development of the AASHTO fracture-toughness requirements for bridge steels.** Engineering Fracture Mechanics, v. 7, n. 3, p. 605-618, 1975.

- [31] DAVIS, Joseph R. **ASM handbook: Properties and selection: irons, steels, and high-performance alloys**. ASM international, 1990.
- [32] Leis, B.N. and Brust, F.W. **Ductile Fracture Properties of Selected Line- Pipe Steels**, Amer. Gas Assoc., NG-18 Report No. 183, 1990.
- [33] Mak, D.K. and Tyson, W.R. **Material Assessment of Canadian SAW Line-Pipes**, Proc. Int. Pipeline Conf., ASME, Calgary, Vol. II, pp. 711-721, 1998.
- [34] Schindler, H.J. Proc. 12 th **European Conference on Fracture (ECF 12)**, EMAS, Sheffield, pp. 841-846, 1998.
- [35] Shim, D.-J. **Applicability of Existing Fracture Initiation Models to Modern Line Pipe Steels**. Transactions of the Korean Society of Pressure Vessels and Piping, 2016
- [36] MAGALHÃES, Raphael. **Estudo da relação entre tenacidade à fratura e resistência a impacto**. Projeto de Graduação – Departamento de Engenharia Mecânica, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, 2024
- [37] MATWEB. **Online Materials Information Resource** - MatWeb. Disponível em: <<https://www.matweb.com/>>.
- [38] ASM handbook Volume 1: **Properties and selection: irons, steels, and high-performance alloys**. ASM international, 2005.
- [39] Tyson, W. & Xu, Su & Bouchard, R. **Correlation between J and CVN in upper shelf**. European Structural Integrity Society. 30. 325-332, 2002
- [40] Hübner, P. & Pusch, G. **Correlations between Charpy energy and crack initiation parameters of the J-integral-concept**. European Structural Integrity Society, 2002
- [41] **ASTM E1820-20 Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness**. ASTM International, Philadelphia, PA, 2020
- [42] SERVER William Leon. Joint ICTP/IAEA Workshop on **Irradiation-induced Embrittlement of Pressure Vessel Steels**. Abdus Salam International Centre for Theoretical Physics, 2009

- [43] Professor S. Suresh, **Elastic-Plastic Fracture Mechanics**. MIT Open Course Web, Disponível em: <https://ocw.mit.edu/courses/3-35-fracture-and-fatigue-fall-2003/5bdf4ebe1b3e4547e02836463511fa74_nlefm.pdf>.
- [44] T. Kishi, H.S. Park and R. Horiuchi, **FRACTURE TOUGHNESS OF Ti-6Al-4V ALLOYS DETERMINED BY ASTM STANDARD AND AE METHOD**. Institute of Space and Aeronautical Science University of Tokyo-, Tokyo, Japan
- [45] Yildiz, Rasid Ahmed. **Evaluation of fracture toughness and Charpy V-notch test correlations for selected Al alloys**. European Mechanical Science 2022
- [46] M. Habashi and M. Tvrdy. **Relationships between KIC and CVN at the Lower Shelf of the Transition Curve CVN-T**. Journal of Materials Science and Engineering, 2015
- [47] MEDINA, Jorge Arturo Hinostroza. **Avaliação de previsões de fratura elastoplástica**. 2014. Tese de Doutorado. PUC-Rio.
- [48] ASTM E23. **Standard Test Methods for Notched Bar Impact Testing of Metallic Materials**. ASTM International.
- [49] Lloyd's Register of Shipping, **Rules for the Manufacture, Testing and Certification of Materials**, London: Lloyd's Register of Shipping, 2015.

7. Apêndice

7.1. Materiais

Material	Name	Source	El	K _{ic} [MPa√m]	Charpy [J]	E [Gpa]	Sy [MPa]	ν	J _{ic} [$\frac{kJ}{m^2}$]
Aço	API 5L X-60 Tube (parallel to weld)	[36]	21.00%	355	196	210	450	0.3	546.1083
Aço	6 in High Strength Alloy Steel	[36]	17.00%	165	80	203	1520	0.3	122.0431
Aço	Carpenter AerMet® 100 Aged at 900°F	[36]	16.10%	132	47.5	194	1700	0.3	81.73113
Aço	Carpenter AerMet® 100 Aged at 875°F	[36]	14.20%	108	40.7	192	1780	0.3	55.2825
Aço	Low Carbon Steel (Average)	[37]	20.10%	68.2	54.9	202	521	0.29	21.08946
Aço	Low Alloy Steel (Average)	[37]	18.60%	73.7	56.3	204	715	0.29	24.38669
Aço	Cobalt-Nickel Steel (AF1410), Oil Quenched	[38]/[37]	12.00%	154	65	205	1545	0.28	106.6179
Aço	Latrobe Lescalloy® AF 1410 VIM-VAR ; 6 in High Strength Alloy Steel	[37]	17.00%	165	84	203	1517	0.28	123.5988
Aço	AISI 4000 Series Steel (Average)	[37]	18.40%	67.3	42.7	205	748	0.291	20.22315
Alumínio	Aluminum 6061-T6; 6061-T651	[37]/[45]	17.00%	29	50.3	68.9	276	0.33	10.87685
Alumínio	A92024/UNS (cold age-hard)	[37]	20.00%	37	30.1276	74.1	275	0.33	16.4631
Ferro	ASTM A897/A897M-06 Grade 750 (110-70-11) Austempered Ductile Iron	[37]	11.00%	110	108	163	483	0.25	69.59356
Titânio	Ti 3Al 2.5V, Alpha Beta Anneal, Quenched	[36]	20.00%	93	92	100	530	0.3	78.7059
Titânio	Ti 3Al 2.5V, Alpha Anneal	[36]	15.00%	100	86	100	500	0.3	91
Titânio	Titanium Grade 3	[37]	25.00%	79	48	107	448.5	0.33	51.97528
Titânio	Ti 3Al 2.5V, Beta Anneal 950°C	[36]	17.00%	70	44	100	540	0.3	44.59
Titânio	Unalloyed/Modified Titanium (Average)	[37]	24.00%	88.2	95.7	106	395	0.33	65.39699
Titânio	Ti 6Al 2Nb 1Ta 0.8Mo, Alpha Anneal	[37]	11.00%	99	42	115	710	0.31	77.03586
Titânio	Ti 5Al 2.5Sn, ELI, Anneal	[37]	18.00%	88	44	110	720	0.31	63.63456
Titânio	Ti 6Al 2Nb 1Ta 1Mo, Anneal	[37]	14.00%	100	54	115.8	760	0.31	78.05699

7.2. Erros

Material	RMS (Absolute)	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(10)	(11)	(12)	(13)	(15)	(16)	(17)
Aço	API 5L X-60 Tube (parallel to weld)	119.49	187.00	75.00	1.05	95.39	89.00	120.16	118.93	342.27	387.35	332.66	114.91	191.35	247.77	231.30
Aço	6 in High Strength Alloy Steel	31.08	57.67	13.89	13.76	117.91	4.94	86.07	87.92	38.84	96.84	172.23	53.96	22.76	16.75	18.41
Aço	Carpenter AerMet® 100 Aged at 900°F	35.57	49.30	5.84	13.80	81.11	1.05	50.16	52.09	32.33	63.62	113.68	22.77	4.24	5.13	28.28
Aço	Carpenter AerMet® 100 Aged at 875°F	20.52	31.44	19.59	3.27	88.25	13.21	53.52	55.58	12.95	75.12	120.04	34.26	18.38	14.05	47.22
Aço	Low Carbon Steel (Average)	37.44	20.71	79.99	66.25	165.58	72.58	60.52	61.30	36.01	30.40	48.13	99.69	78.28	0.05	14.19
Aço	Low Alloy Steel (Average)	33.63	16.34	76.37	63.99	164.22	68.86	76.27	77.24	34.17	48.07	73.03	99.47	77.52	8.98	27.24
Aço	Cobalt-Nickel Steel (AF1410), Oil Quenched	36.51	57.25	7.25	0.26	102.26	0.82	67.35	69.15	39.02	74.15	136.41	36.38	11.03	16.92	16.85
Aço	Latrobe Lescalloy® AF 1410 VIM-VAR; 6 in High Strength Alloy Steel	26.90	55.02	18.30	20.43	124.89	9.14	93.51	95.37	36.24	105.77	184.78	61.20	28.44	13.83	21.71
Aço	AISI 4000 Series Steel (Average)	22.87	11.11	63.39	44.88	140.40	56.86	62.55	63.47	24.18	37.27	57.07	73.72	57.06	8.20	25.86
Alumínio	Aluminum 6061-T6; 6061-T651	70.97	56.11	112.84	44.54	101.69	105.75	62.64	63.15	41.44	14.11	22.72	99.78	80.17	16.51	25.03
Alumínio	A92024/UNS (cold age-hard)	35.38	28.87	72.78	14.92	67.89	67.29	32.42	32.83	14.87	1.55	3.59	49.82	38.07	0.43	7.15
Ferro	ASTM A897/A897M-06 Grade 750 (110-70-11) Austempered Ductile Iron	51.79	14.71	97.85	90.62	184.55	87.45	68.58	69.56	42.73	24.30	56.64	168.01	125.89	23.17	7.60
Titânio	Ti 3Al 2.5V, Alpha Beta Anneal, Quenched	53.24	22.10	98.83	46.33	119.93	89.24	78.49	79.45	16.97	9.06	39.29	123.69	87.81	7.39	8.81
Titânio	Ti 3Al 2.5V, Alpha Anneal	40.16	11.28	85.47	32.46	105.87	76.20	61.00	61.90	1.56	13.60	13.06	98.20	64.66	19.55	4.30
Titânio	Titanium Grade 3	18.07	4.14	59.56	9.48	80.10	52.64	32.76	33.44	2.06	13.22	0.12	53.62	34.90	19.95	7.64
Titânio	Ti 3Al 2.5V, Beta Anneal 950°C	21.89	9.60	62.66	10.13	77.26	56.03	45.50	46.24	1.17	1.82	12.91	52.21	35.05	6.64	7.25
Titânio	Unalloyed/Modified Titanium (Average)	61.72	29.19	107.45	59.56	135.39	97.67	64.10	64.92	34.13	2.65	26.08	145.14	107.82	14.74	1.80
Titânio	Ti 6Al 2Nb 1Ta 0.8Mo, Alpha Anneal	9.77	21.23	30.61	16.02	55.29	24.13	26.93	27.82	33.36	23.36	4.87	15.36	1.02	26.24	9.34
Titânio	Ti 5Al 2.5Sn, ELI, Anneal	3.89	8.40	44.66	3.96	66.45	38.03	42.22	43.13	17.87	6.61	13.03	33.17	16.01	13.20	4.08
Titânio	Ti 6Al 2Nb 1Ta 1Mo, Anneal	4.54	11.82	46.97	0.55	75.55	39.62	50.23	51.23	21.90	4.18	21.26	40.74	19.68	15.85	3.08

Material	RMS (Relative)	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)	(7)	(8)	(10)	(11)	(12)	(13)	(15)	(16)	(17)
Aço	API SLX-60 Tube (parallel to weld)	33.66%	52.68%	21.13%	0.30%	26.87%	25.07%	33.85%	33.50%	62.67%	70.93%	60.92%	21.04%	35.04%	69.79%	65.16%
Aço	6 in High Strength Alloy Steel	18.84%	34.95%	8.42%	8.34%	71.46%	2.99%	52.17%	53.28%	31.83%	79.35%	141.12%	44.21%	18.65%	10.15%	11.16%
Aço	Carpenter AerMet® 100 Aged at 900°F	26.95%	37.35%	4.42%	10.45%	61.45%	0.80%	38.00%	39.46%	39.56%	77.84%	139.09%	27.86%	5.19%	3.89%	21.43%
Aço	Carpenter AerMet® 100 Aged at 875°F	19.00%	29.11%	18.14%	3.03%	81.71%	12.23%	49.55%	51.46%	23.43%	135.88%	217.13%	61.97%	33.26%	13.01%	43.72%
Aço	Low Carbon Steel (Average)	54.89%	30.37%	117.29%	97.14%	242.79%	106.42%	88.74%	89.88%	170.73%	144.13%	228.22%	472.70%	371.18%	0.08%	20.81%
Aço	Low Alloy Steel (Average)	45.63%	22.17%	103.62%	86.83%	222.82%	93.44%	103.49%	104.80%	140.10%	197.12%	299.46%	407.90%	317.86%	12.19%	36.96%
Aço	Cobalt-Nickel Steel (AF1410), Oil Quenched	23.70%	37.18%	4.70%	0.17%	66.40%	0.53%	43.73%	44.90%	36.60%	69.54%	127.94%	34.12%	10.35%	10.99%	10.94%
Aço	Latrobe Lescalloy® AF 1410 VIM-VAR ; 6 in High Strength Alloy Steel	16.31%	33.34%	11.09%	12.38%	75.69%	5.54%	56.67%	57.80%	29.32%	85.58%	149.50%	49.52%	23.01%	8.38%	13.15%
Aço	AISI 4000 Series Steel (Average)	33.98%	16.51%	94.19%	66.68%	208.62%	84.48%	92.94%	94.32%	119.59%	184.28%	282.20%	364.52%	282.17%	12.19%	38.42%
Alumínio	Aluminum 6061-T6; 6061-T651	244.73%	193.47%	389.12%	153.57%	350.66%	364.66%	215.99%	217.76%	380.95%	129.75%	208.88%	917.39%	737.03%	56.92%	86.31%
Alumínio	A92024/UNS (cold age-hard)	95.63%	78.02%	196.70%	40.33%	183.49%	181.86%	87.61%	88.74%	90.32%	9.41%	21.79%	302.60%	231.23%	1.17%	19.33%
Ferro	ASTM A897/A897M-06 Grade 750 (110-70-11) Austempered Ductile Iron	47.08%	13.37%	88.95%	82.38%	167.77%	79.50%	62.35%	63.24%	61.39%	34.92%	81.39%	241.41%	180.89%	21.07%	6.91%
Titânio	Ti 3Al 2.5V, Alpha Beta Anneal, Quenched	57.25%	23.76%	106.27%	49.82%	128.96%	95.96%	84.40%	85.43%	21.57%	11.51%	49.92%	157.16%	111.57%	7.95%	9.47%
Titânio	Ti 3Al 2.5V, Alpha Anneal	40.16%	11.28%	85.47%	32.46%	105.87%	76.20%	61.00%	61.90%	1.71%	14.95%	14.35%	107.91%	71.05%	19.55%	4.30%
Titânio	Titanium Grade 3	22.87%	5.24%	75.40%	12.00%	101.39%	66.63%	41.47%	42.32%	3.95%	25.44%	0.24%	103.17%	67.16%	25.25%	9.68%
Titânio	Ti 3Al 2.5V, Beta Anneal 950°C	31.27%	13.71%	89.52%	14.47%	110.37%	80.05%	65.00%	66.06%	2.62%	4.09%	28.95%	117.09%	78.61%	9.49%	10.36%
Titânio	Unalloyed/Modified Titanium (Average)	69.98%	33.10%	121.83%	67.53%	153.51%	110.74%	72.67%	73.61%	52.19%	4.05%	39.88%	221.94%	164.87%	16.72%	2.04%
Titânio	Ti 6Al 2Nb 1Ta 0.8Mo, Alpha Anneal	9.86%	21.45%	30.92%	16.18%	55.84%	24.38%	27.20%	28.10%	43.30%	30.32%	6.32%	19.94%	1.32%	26.51%	9.43%
Titânio	Ti 5Al 2.5Sn, ELI, Anneal	4.42%	9.55%	50.76%	4.50%	75.51%	43.22%	47.98%	49.01%	28.09%	10.39%	20.48%	52.12%	25.15%	15.00%	4.64%
Titânio	Ti 6Al 2Nb 1Ta 1Mo, Anneal	4.54%	11.82%	46.97%	0.55%	75.55%	39.62%	50.23%	51.23%	28.05%	5.36%	27.24%	52.20%	25.22%	15.85%	3.08%