

AValiação DA INTEGRIDADE ESTRUTURAL DE VASOS DE PRESSÃO DE REATORES NUCLEARES PWR

Julio R. B. Cruz

Miguel Mattar Neto

IPEN-CNEN/SP, Divisão de Equipamentos e Estruturas

Cx. P. 11049 – 05422-970 – São Paulo, SP, Brasil

***Resumo.** O vaso de pressão do reator (VPR) é o componente estrutural mais importante de uma usina nuclear do tipo PWR. Ele contém o núcleo do reator e funciona como principal componente da barreira de pressão do circuito primário, ou seja, do circuito responsável pela retirada do calor gerado pelas reações nucleares. É considerado um componente insubstituível e, portanto, sua vida útil acaba limitando a vida da usina como um todo. Três questões críticas relacionadas à garantia da integridade estrutural do VPR surgem como consequência do dano causado pela irradiação ao material do vaso ao longo dos anos de operação. Essas questões dizem respeito à definição de limites de pressão versus temperatura para aquecimento e resfriamento do reator, avaliação de choque térmico pressurizado e avaliação de vasos com baixo patamar superior de energia Charpy. Este trabalho tem como objetivo apresentar os principais aspectos relativos a esses tópicos. É feito um apanhado do que existe em termos de requisitos para prevenção de fratura de VPRs e da tecnologia disponível para avaliação das margens de segurança. Para cada um dos problemas mencionados, são relacionadas as diversas etapas de avaliação e discutidos os métodos de análise.*

***Palavras-chave:** Vaso de pressão, Integridade estrutural, Mecânica da Fratura*

1. INTRODUÇÃO

A operação segura de uma central nuclear PWR requer que a degradação do material do vaso de pressão do reator (VPR) seja monitorada, avaliada e controlada de forma a garantir a integridade estrutural do VPR. O principal mecanismo de degradação de VPRs é a fragilização do material provocada pela irradiação por neutrons rápidos na região da parede do vaso que fica adjacente ao núcleo. A fragilização causada pela irradiação e temperaturas baixas agem no sentido de reduzir a tenacidade à fratura do material do vaso. É de se esperar, portanto, que os requisitos para prevenção de fratura concentrem-se nas condições de operação e de acidentes em potencial que conjugam baixas temperaturas e tensões elevadas no material do VPR. Existe, no entanto, uma preocupação adicional a temperaturas de operação mais elevadas. Isto porque o dano causado pela irradiação além de reduzir a tenacidade à fratura por clivagem, provoca uma redução da tenacidade à fratura por rasgamento dúctil.

Portanto, requisitos adicionais são considerados para garantir uma margem adequada de prevenção contra o mecanismo de falha por rasgamento dúctil (U.S.NRC RG 1.161, 1995).

Três questões críticas relacionadas à garantia da integridade estrutural do VPR surgem como conseqüência do dano causado pela irradiação ao material do vaso ao longo dos anos de operação. Em primeiro lugar está a necessidade de se definirem curvas-limite pressão versus temperatura para aquecimento e resfriamento do reator. Uma outra questão diz respeito à avaliação do acidente de choque térmico pressurizado. Por último vem a avaliação de vasos para os quais o material atingiu um baixo patamar superior de energia Charpy. O mecanismo de falha que se procura evitar ao se estabelecerem limites de pressão-temperatura é a fratura frágil; a avaliação desses limites é relativamente simples e baseia-se na mecânica da fratura elástica linear (MFEL). Já no caso de um acidente de choque térmico pressurizado, considera-se a possibilidade de ocorrência de um modo misto de fratura; as análises demandam um esforço significativamente maior, mas continuam baseadas na MFEL e envolvem ferramentas de análise probabilística. Quanto à avaliação de vasos com baixo patamar superior de energia Charpy, o modo de falha que se quer evitar é o rasgamento dúctil e as análises baseiam-se em conceitos da mecânica da fratura elasto-plástica (MFEP).

Na Seção 2, discute-se o comportamento característico de aços utilizados em VPRs quanto à variação da tenacidade à fratura com a temperatura e como são monitorados e quantificados os efeitos causados pela irradiação. Nas três seções seguintes (Seções 3, 4 e 5, respectivamente), as questões mencionadas no parágrafo anterior são abordadas sob os pontos de vista dos requisitos para prevenção de fratura, da tecnologia utilizada para avaliação das margens de segurança e dos procedimentos de análise referentes a cada uma delas. A Seção 6 encerra o trabalho com uma discussão geral sobre conservadorismos embutidos em algumas avaliações, cuidados adicionais que devem ser tomados em certos casos, desenvolvimentos recentes e tendências para o futuro.

2. EFEITOS DA IRRADIAÇÃO SOBRE A TENACIDADE À FRATURA

A tenacidade à fratura dos materiais utilizados em VPRs é fortemente dependente da temperatura e apresenta uma mudança acentuada de comportamento, que passa de frágil para dúctil, a partir de um valor crítico denominado temperatura de transição de ductilidade nula (“NDT – nil-ductility transition”). As Seções III e XI do ASME (1995a, 1995b) estabelecem critérios para determinação da chamada temperatura de referência para a transição RT_{NDT} (“reference temperature for nil-ductile transition”) de aços utilizados em VPRs.

Os efeitos da irradiação sobre a tenacidade à fratura são acompanhados por meio de programas de monitoração em que pequenos corpos de prova introduzidos em cápsulas são colocados em várias posições ao redor do núcleo do reator. Periodicamente, esses corpos de prova, na maioria Charpy, são retirados e ensaiados. Duas medidas de redução da tenacidade provocada pela irradiação são obtidas a partir de resultados de testes de impacto em corpos de prova Charpy com entalhe em V. A primeira delas é uma variação da temperatura de referência, ΔRT_{NDT} , definida como a mudança de temperatura entre as curvas do material não-irradiado e irradiado para um nível correspondente a 41 J de energia de impacto Charpy. A segunda medida é o decréscimo do patamar superior de energia Charpy (“upper shelf Charpy energy”), ΔUSE . Essas duas grandezas estão indicadas na Fig. 1, onde são apresentadas, de forma esquemática, curvas de energia Charpy versus temperatura para o material não-irradiado e para o material irradiado. Resultados de ensaios de tenacidade à fratura realizados em corpos de prova CT (“Compact Tension”) não-irradiados e irradiados mostraram que os deslocamentos nas curvas de tenacidade à fratura dadas em termos do fator de intensidade de tensão eram similares aos deslocamentos das curvas de energia Charpy.

As avaliações de integridade estrutural de VPRs são realizadas com base nos efeitos cumulativos da irradiação sobre as propriedades de tenacidade à fratura do material. Esses efeitos são expressos em termos de RT_{NDT} e USE. Quando existem programas de monitoração adequados, os dados desses programas podem ser utilizados para determinar os efeitos induzidos pela irradiação. Caso contrário, esses efeitos podem ser estimados por meio de correlações que se baseiam em dados de fluência neutrônica específicos da usina e na composição do material do VPR, como por exemplo as adotadas no U.S.NRC RG 1.99 (1991).

Os valores de tenacidade utilizados nas avaliações baseadas na MFEL são obtidos de uma curva de referência de tenacidade à fratura que foi desenvolvida a partir de uma série de resultados experimentais conduzidos para uma vasta gama de aços ferríticos utilizados em VPRs. Fatores de intensidade de tensão críticos foram determinados a partir de testes estáticos, dinâmicos e de parada de trinca, e esses fatores foram plotados como função da temperatura relativa à temperatura RT_{NDT} , conforme mostrado na Fig. 2. A curva K_{Ic} é uma envoltória inferior dos resultados de ensaios estáticos, enquanto a curva K_{IR} é uma envoltória inferior de todos resultados, incluindo os de ensaios dinâmicos e de parada de trinca. A curva K_{IR} foi escolhida de forma a garantir que não ocorre crescimento de trinca para valores do fator de intensidade de tensão situados abaixo da curva. Esta curva é dada no Apêndice G da Seção XI do ASME (1995b).

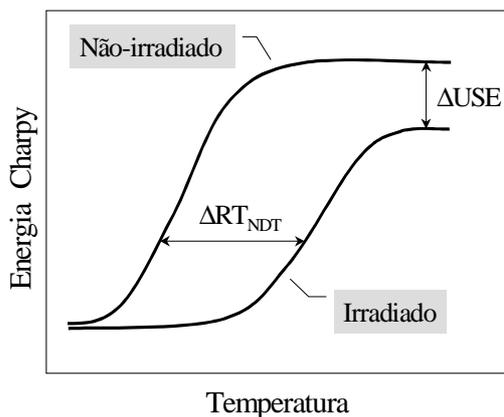


Figura 1 – Medidas de redução da tenacidade

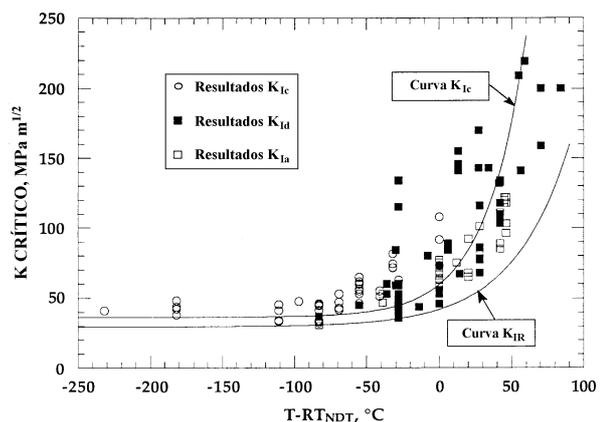


Figura 2 – Envoltórias K_{Ic} e K_{IR}

3. CURVAS-LIMITE PRESSÃO VERSUS TEMPERATURA

As condições para operação normal de uma usina nuclear são especificadas em termos de limites admissíveis de pressão versus temperatura (P-T) que devem ser respeitados de forma a manter margens de segurança adequadas contra a fratura frágil do VPR. Limites P-T são necessários para o aquecimento (ligamento) e resfriamento (desligamento) do reator e para testes hidrostáticos. A determinação desses limites é feita com base na MFEL. A garantia de margens de segurança suficientes para prevenir propagação instável de trinca na parede do vaso durante operação normal é conseguida considerando-se as seguintes hipóteses conservadoras nas análises (Apêndice G da Seção XI do ASME, 1995b):

- a) Uma trinca de referência, axial, com profundidade equivalente a $\frac{1}{4}$ da espessura de parede do vaso;
- b) Um coeficiente de segurança igual a 2 para tensões de membrana;
- c) Uso de envoltória inferior de valores de tenacidade à fratura (curva K_{IR} mencionada na seção anterior) com o maior valor de RT_{NDT} determinado para o vaso.

Com essas hipóteses e usando as taxas máximas permitidas para aquecimento ou resfriamento (usualmente 38 °C/h), a relação P-T a ser mantida é dada por:

$$2K_{IM} + K_{IT} \leq K_{IR} \quad (1)$$

Na equação acima, K_{IM} é o fator de intensidade de tensão causado por tensões de membrana devido à pressão, K_{IT} é o fator de intensidade de tensão térmico (considera as tensões de flexão causadas por gradientes térmicos na parede do vaso) e K_{IR} é a curva de referência de tenacidade à fratura em função da temperatura relativa à temperatura RT_{NDT} do material.

A partir da Eq. (1), as variáveis que afetam os limites de aquecimento e resfriamento podem ser prontamente identificadas. Durante aquecimento, as tensões térmicas são de compressão na superfície interna e de tração na superfície externa do vaso. Durante resfriamento, acontece o contrário, ou seja, as tensões térmicas são de tração na superfície interna e de compressão na superfície externa. Portanto, na determinação das curvas-limite P-T, uma trinca de referência de ¼ de espessura da parede do vaso é postulada na superfície interna para condições de resfriamento e na superfície externa para condições de aquecimento. Uma outra curva-limite é definida para teste hidrostático. Durante um teste hidrostático, não há tensões térmicas. Conseqüentemente, para uma dada temperatura, pressões mais elevadas são permitidas.

Os efeitos provocados pela irradiação sobre o material do vaso devem ser levados em conta na obtenção das curvas-limite P-T. Em geral, essas curvas-limite de operação são atualizadas a cada 5 ou 10 anos para refletir o envelhecimento do material do vaso. O ajuste da curva pressão versus temperatura em resposta à fragilização provocada pela irradiação ao material do VPR tem o efeito de restringir a envoltória de operação P-T, conforme ilustrado na Fig. 3 (Pennell, 1997). O limite superior da envoltória P-T é definido pela curva P-T do material, modificada pelas características de operação do sistema de proteção contra sobrepressão (LTOP – “low temperature overpressure protection”). O limite inferior da envoltória P-T é estabelecido pela pressão necessária a uma dada temperatura para prevenir cavitação das bombas principais de refrigeração.

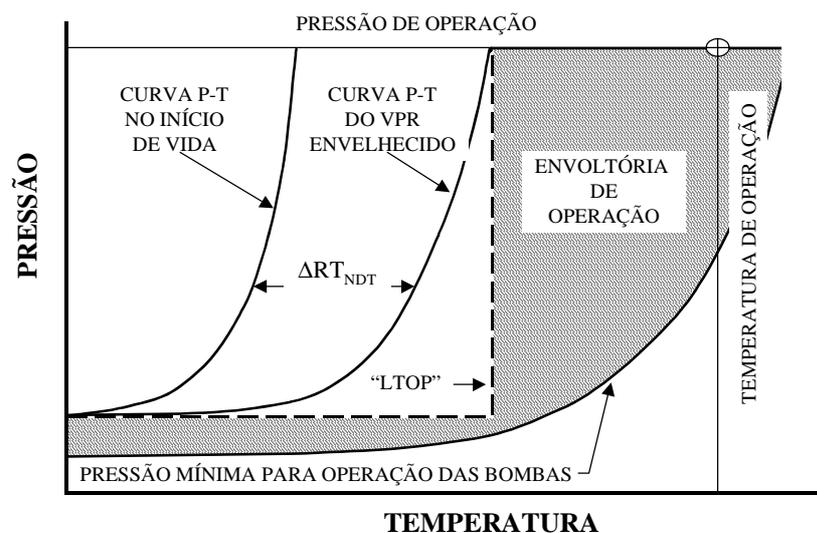


Figura 3 – Efeito da fragilização por irradiação nas curvas-limite P-T

4. CHOQUE TÉRMICO PRESSURIZADO

Uma condição crítica para a integridade do VPR conhecida como choque térmico pressurizado (PTS – “pressurized thermal shock”) pode ocorrer durante um transiente severo tal como um acidente de perda de refrigerante do núcleo do reator (LOCA – “loss-of-coolant-accident”). As cargas de PTS provém da ativação do sistema de segurança para injeção de água em resposta ao acidente de perda de refrigerante. Esse sistema de segurança mantém água armazenada a temperaturas relativamente baixas. A injeção dessa água no reator submete a superfície interna da parede do VPR (que encontra-se a temperaturas bem mais elevadas) a um choque térmico severo. A condição causadora do acidente de LOCA pode ser corrigida logo após a ativação do sistema de injeção de água, o que levaria a uma repressurização do VPR, cuja superfície interna encontra-se agora a uma temperatura baixa. Na Fig. 4 estão ilustradas as variações de pressão e temperatura durante um transiente de PTS. A combinação de tensões elevadas (térmicas e devidas à pressão) com o material fragilizado pela irradiação e baixas temperaturas cria condições onde o crescimento de trinca pode ocorrer a partir de defeitos preexistentes no material do VPR.

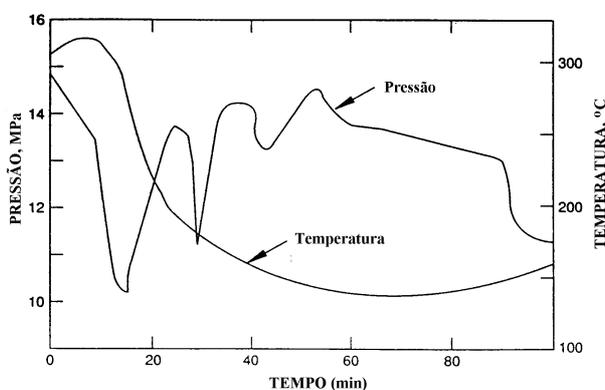


Figura 4 – Variações de pressão e temperatura durante transiente de PTS

Uma análise probabilística de PTS é requerida (10CFR50, 1988) para avaliar as margens de prevenção de fratura do VPR quando se prevê que o dano provocado pela irradiação resultará numa temperatura de transição para o material do VPR acima dos seguintes limites:

$RT_{PTS} = 132 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (270 $^{\circ}\text{F}$) para placas, forjados e soldas axiais

$RT_{PTS} = 149 \text{ }^{\circ}\text{C}$ (300 $^{\circ}\text{F}$) para soldas circunferenciais

RT_{PTS} é a temperatura de transição (RT_{NDT}) do material do vaso ajustada para o fim da vida útil da usina mais três anos e é calculada pela seguinte expressão:

$$RT_{PTS} = RT_{PTS0} + M + \Delta RT_{PTS} \quad (2)$$

onde RT_{PTS0} é a temperatura de transição do material no início de vida do VPR, M é uma margem para considerar incertezas e ΔRT_{PTS} é a variação na temperatura de transição causada pela irradiação. ΔRT_{PTS} é dada por:

$$\Delta RT_{PTS} = (CF) f^{(0,28-0,10 \log f)} \quad (3)$$

onde CF (em $^{\circ}\text{F}$) é um fator químico dado em função da quantidade de cobre e níquel no material e f é a fluência de neutrons rápidos em unidades de 10^{19} neutrons/cm² (fluência é o fluxo de neutrons integrado no tempo).

Portanto, se os limites mencionados acima forem ultrapassados, deve ser demonstrado que a probabilidade de falha do vaso sob o efeito combinado de baixa temperatura e tensão elevada causado pelo acidente de PTS é suficientemente baixa. A probabilidade de uma trinca se tornar passante deve ser inferior a 5×10^{-6} por ano de operação.

Os principais elementos de uma análise de PTS estão ilustrados na Fig. 5 e são relacionados a seguir (Pennell, 1997):

- Uma análise da atenuação do fluxo de neutrons através da parede do vaso define o perfil radial de fluência de neutrons;
- Uma análise transiente de transferência de calor define o perfil radial de temperatura na parede do vaso para os instantes selecionados do transiente de PTS;
- Temperaturas e níveis de fluência neutrônica em diferentes posições radiais juntamente com correlações de dano por irradiação (dependentes do material) e com a RT_{NDT} inicial do material são utilizados para definir o valor ajustado da RT_{NDT} para os pontos selecionados através da parede do vaso;
- Os valores ajustados da RT_{NDT} são, então, utilizados com as correspondentes propriedades K_{Ic} e K_{Ia} para definir a tenacidade do material nos vários pontos na parede do vaso;
- Coefficientes de influência para os fatores de intensidade de tensões são usados juntamente com o perfil radial de tensões para calcular o perfil radial de K_I considerando diferentes profundidades de trincas superficiais;
- As interseções da curva K_I aplicado (que depende das tensões e da geometria da trinca) com as curvas do material K_{Ic} e K_{Ia} (que dependem da temperatura, da fluência neutrônica e do material) determinam se uma trinca superficial com uma determinada profundidade começará a se propagar em um dado instante do transiente e até onde ela se propagará, isto é, onde ocorrerá uma parada de trinca;
- Várias análises são realizadas usando as informações correspondentes à cada instante do transiente. Os resultados dessas análises são combinados para determinar o histórico de iniciação, propagação e parada da trinca

Na análise probabilística de PTS, parâmetros importantes, tais como fluência neutrônica, profundidade inicial da trinca, composição do material e tenacidade à fratura são definidos em termos de distribuições de probabilidade obtidas a partir de dados provenientes de testes de laboratório, de programas de monitoração e de inspeções.

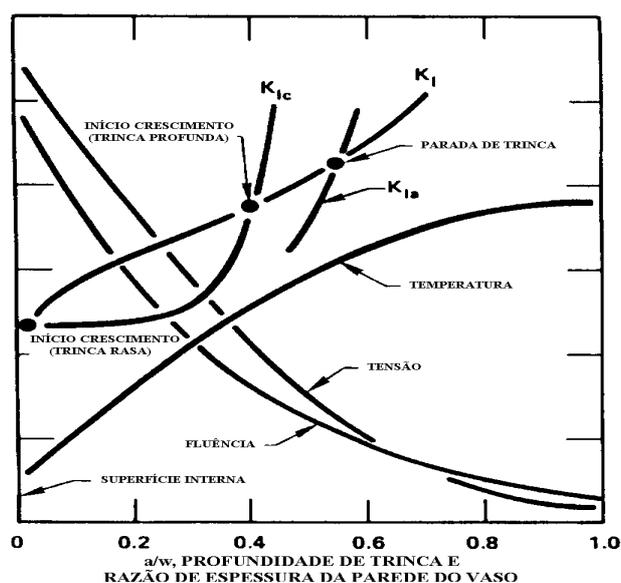


Figura 5 – Comportamento das diversas variáveis num dado instante do transiente de PTS

5. VASOS COM BAIXO PATAMAR SUPERIOR DE ENERGIA CHARPY

Conforme pode ser observado na Fig. 1, um dos efeitos do dano causado pela irradiação é reduzir o patamar superior de energia Charpy (USE – “upper shelf energy”). Daí a necessidade de requisitos adicionais para garantir uma margem adequada de prevenção contra o colapso estrutural do vaso pelo mecanismo de falha por rasgamento dúctil. O Apêndice G do 10CFR50 (1988) requer que o material do VPR na região adjacente ao núcleo do reator mantenha um USE de no mínimo 68 J (50 ft-lb). Caso sejam detectados níveis inferiores a esse, uma das ações a serem adotadas é a realização de uma análise baseada na mecânica da fratura elasto-plástica (MFEP) para demonstrar que o vaso pode continuar operando com margens de segurança aceitáveis. Métodos para demonstrar margens de segurança aceitáveis contra a fratura de VPRs com baixo USE são fornecidos no U.S.NRC RG 1.161 (1995) e Apêndice K da Seção XI do ASME (1995c).

As análises baseadas na MFEP utilizam o parâmetro *integral-J* para representar a força motriz da trinca e a curva J_R para caracterizar a resistência do material ao crescimento de trinca e fratura. Os métodos de avaliação de rasgamento dúctil baseiam-se nas condições para crescimento estável e de instabilidade de trinca, que estão ilustradas na Fig. 6. No momento em que $J_{aplicado}$ atinge o valor J_{Ic} , inicia-se o crescimento de trinca e durante o crescimento estável,

$$J_{aplicado} = J_{material} \quad \text{e} \quad \frac{\partial J_{aplicado}}{\partial a} \leq \frac{\partial J_{material}}{\partial a} \quad (4)$$

A propagação instável da trinca ocorre quando

$$\frac{\partial J_{aplicado}}{\partial a} > \frac{\partial J_{material}}{\partial a} \quad (5)$$

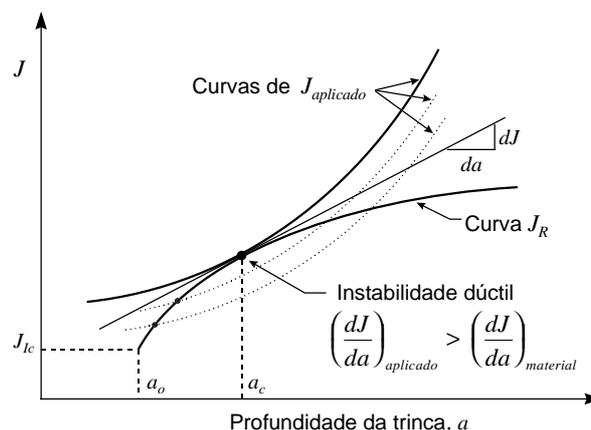


Figura 6 – Representação gráfica da instabilidade dúctil

Os critérios para determinar a aceitação de VPRs cujo material atingiu um USE inferior a 68 J (50 ft-lb) são estabelecidos para assegurar que: (a) o crescimento dúctil de uma trinca semi-elíptica postulada na superfície interna da parede do VPR não ultrapasse 2,5 mm; (b) esse crescimento é estável. Essa trinca deve ter relação profundidade-espessura, $a/t = 0,25$ e razão de aspecto comprimento-profundidade, $c/t = 6$. Dois critérios básicos devem ser atendidos:

- I) $J_{aplicado} < J_{2,5}$, cujo objetivo é obter o valor mínimo de energia Charpy que produz um histórico no tempo da curva J_R , para um crescimento de trinca $\Delta a = 2,5$ mm, que seja superior à curva $J_{aplicado}$ para todos os instantes do transiente;
- II) $(\partial J_{aplicado} / \partial a) < (\partial J_{material} / \partial a)$, no ponto em que $J_{aplicado} = J_{material}$, cujo objetivo é garantir que o crescimento de trinca é estável; isto envolve uma comparação das duas curvas ($J_{aplicado}$ e J_R) no momento crítico do transiente.

Os passos a serem executados para atendimento ao critério de aceitação I são os seguintes:

- a) Geração do histórico no tempo de $J_{aplicado}$
- a.1- Cálculo do comprimento de trinca efetivo (a_e), que inclui uma correção para a zona plástica
 - a.2- Cálculo de $J_{aplicado}$ a partir do fator de intensidade de tensão total ($K_{ITotal} = K_{Ip} + K_{It}$, onde o índice p significa devido à pressão e o índice t devido à temperatura) obtido em função do comprimento de trinca efetivo;
- b) Geração do histórico no tempo da curva J_R ;
- c) Determinação do valor limite de energia Charpy.

A determinação desse limite está ilustrada na Fig. 7. O momento do transiente no qual a curva de $J_{aplicado}$ torna-se tangente a uma das curvas $J_{2,5}$ (J_R para $\Delta a = 2,5$ mm) define o momento crítico do transiente e o valor limite de USE.

Os coeficientes de segurança (CS) utilizados como multiplicadores do carregamento de pressão são diferentes quando estão sendo avaliados os critérios de aceitação I e II. Para o critério de aceitação I, CS = 1,15 e para o critério de aceitação II, CS = 1,25. Portanto, o valor limite de energia Charpy que atende ao critério de aceitação I não necessariamente atende ao critério de aceitação II. Para verificação do atendimento ao critério de aceitação II, os seguintes passos devem ser executados:

- a) Geração da curva $J_{aplicado}$ versus Δa
- a.1- Vários incrementos (Δa) são considerados, no momento crítico do transiente
 - a.2- Valores de $J_{aplicado}$ são calculados da mesma forma mostrada anteriormente;
- b) Geração da curva J_R (no momento crítico do transiente, para a temperatura na região da ponta da trinca);
- c) Determinação do valor limite de energia Charpy.

A Fig. 8 mostra uma curva J_R correspondente a um certo nível de USE para o qual ambos os critérios de aceitação foram atendidos.

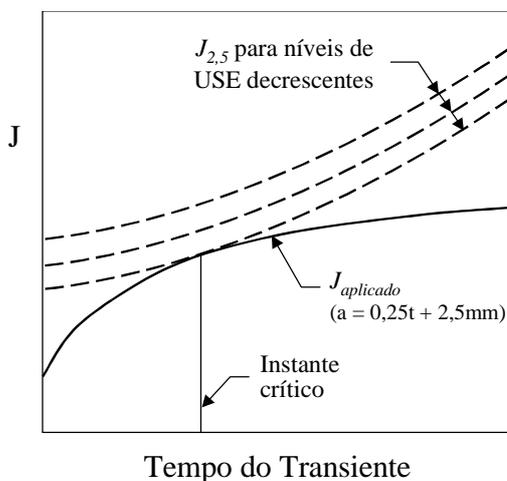


Figura 7 – USE que satisfaz critério de aceitação I

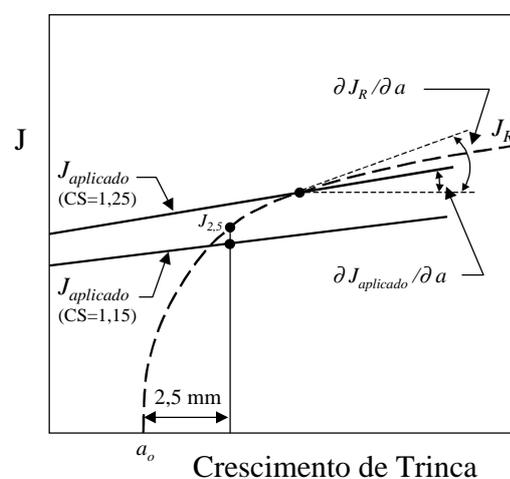


Figura 8 – Verificação dos critérios de aceitação I e II

As expressões dos fatores de intensidade de tensão devidos à pressão (para trincas axiais e trincas circunferenciais) e devido ao gradiente térmico, assim como a equação para o cálculo de $J_{aplicado}$ são apresentadas no Apêndice K da Seção XI do ASME (1995c). Vale notar que essa referência descreve os critérios de aceitação e os métodos de análise para avaliação de VPRs com baixo USE, mas não fornece informações quanto à seleção dos transientes a serem considerados e traz pouco detalhe quanto à seleção das propriedades do material. Essas informações podem ser encontradas no U.S.NRC RG 1.161 (1995).

6. DISCUSSÃO E CONCLUSÕES

Conforme foi visto nas Seções 3 e 4, os procedimentos para obtenção dos limites de operação P-T e para avaliação de PTS baseiam-se na MFEL. A resistência do material à fratura é obtida a partir de uma curva de referência, onde os valores de tenacidade são dados em função da temperatura indexada pela temperatura de referência de ductilidade nula RT_{NDT} , que por sua vez é função do material e do grau de fragilização provocada pela irradiação. Atualmente, existe um consenso de que essa curva de referência é inapropriada e incorpora uma série de conservadorismos, o que poderia comprometer, de forma precoce, a continuidade de operação de uma usina em virtude de uma restrição acentuada da envoltória de operação P-T ou de um resultado crítico de uma avaliação de PTS. Estudos recentes do comportamento de aços ferríticos na região de transição frágil-dúctil baseados em abordagens probabilísticas propõem a chamada “curva mestra” (Sokolov et al., 1997) como alternativa para caracterizar o comportamento de aços ferríticos na região de transição. A definição dessa curva é feita a partir da obtenção de uma temperatura de referência T_o , cuja determinação pode ser feita com base em norma ASTM publicada recentemente (ASTM-E1921-97, 1997). Estudos estão em andamento por um comitê especializado do ASME (Yoon, 1998) para a aplicação da “curva mestra” aos critérios de avaliação da resistência à fratura de VPRs, o que certamente trará uma maior confiabilidade nas análises, além de reduzir conservadorismos desnecessários.

Os métodos para avaliação e verificação dos critérios de aceitação de VPRs com baixo USE baseiam-se em uma tecnologia de mecânica da fratura que difere significativamente daquela aplicada nas análises dos limites de operação P-T e transiente de PTS. A temperaturas nas quais a preocupação é com o mecanismo de falha por rasgamento dúctil, as cargas transientes podem causar deformações plásticas e um comportamento não-linear do VPR. Nessas condições, a MFEL perde a validade e é necessário utilizar métodos baseados na MFEP. Conforme visto na Seção 5, o critério de estabilidade de trinca para determinação do valor limite de USE pode ser verificado por meio de um diagrama de força motriz da trinca, onde as tangentes às curvas de $J_{aplicado}$ e $J_{material}$ (curva J_R), no ponto onde ambas se cruzam, são comparadas. Entretanto, é interessante observar que, para algumas condições de operação, o Apêndice K da Seção XI do ASME (1995c) oferece dois métodos alternativos que tiveram seu uso consagrado durante a última década na indústria nuclear: o diagrama FAD (“failure assessment diagram”) e a análise $J-T$ (integral J – módulo de rasgamento T).

Para finalizar, vale destacar um elemento importante nas análises baseadas na MFEP, a curva J_R do material. Essa curva descreve a resistência do material ao crescimento de trinca e depende do material, da temperatura e do nível de exposição à irradiação. Porém, além disso, ela apresenta uma dependência da geometria (do componente e da trinca) que exige um cuidado especial ao se utilizarem curvas obtidas a partir de corpos de prova para prever o comportamento de VPRs.

REFERÊNCIAS

- American Society for Testing and Materials, 1997, Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T_o , for Ferritic Steels in the Transition Range, ASTM-E1921-97, Philadelphia, PA.
- ASME Boiler and Pressure Vessel Code, 1995a, Section III, Division 1, Appendix G, Protection Against Nonductile Failure, New York.
- ASME Boiler and Pressure Vessel Code, 1995b, Section XI, Division 1, Appendix G, Fracture Toughness Criteria for Protection Against Failure, New York.
- ASME Boiler and Pressure Vessel Code, 1995c, Section XI, Division 1, Appendix K, Assessment of Reactor Vessels With Low Upper Shelf Charpy Impact Energy Levels New York.
- Code of Federal Regulations, Title 10, Part 50, Appendix G, 1988, Fracture Toughness Requirements, Washington, DC.
- Pennell W. E., 1997, Fracture technology development and validation in the heavy-section steel technology program, 1997, Transactions of the 14th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 14), PLENARY/7, Lyon, France, August 17-22, pp. 127-151.
- Sokolov, M. A., Wallin K. and McCabe, D. E., 1997, Application of small specimens to fracture mechanics characterization of irradiated pressure vessel steels, Fatigue and Fracture Mechanics: 28th Volume, ASTM STP 1321, J. H. Underwood, B. D. Macdonald, and M. R. Mitchell, Eds., American Society for Testing and Materials.
- U.S.NRC Regulatory Guide 1.99, 1991, Radiation Embrittlement of Reactor Vessel Materials, Washington, DC.
- U.S.NRC Regulatory Guide 1.161, 1995, Evaluation of Reactor Pressure Vessels With Charpy Upper-Shelf Energy Less Than 50 ft-lb, Washington, DC.
- Yoon, K., 1998, Proposed ASME Code Case and Dynamic Fracture Toughness Data, Workshop on User's Experience with the Fracture Toughness Master Curve, Atlanta, GA, May 6.

STRUCTURAL INTEGRITY EVALUATION OF PWR NUCLEAR REACTOR PRESSURE VESSELS

Abstract. *The reactor pressure vessel (RPV) is the most important structural component of a PWR nuclear power plant. It contains the reactor core and is the main component of the primary system pressure boundary, the system responsible for removing the heat generated by the nuclear reactions. It is considered not replaceable and, therefore, its lifetime is a key element to define the plant life as a whole. Three critical issues related to the reliability of the RPV structural integrity come out by reason of the radiation damage imposed to the vessel material during operation. These issues concern the definition of pressure versus temperature limits for reactor heatup and cooldown, pressurized thermal shock evaluation and assessment of reactor vessels with low upper shelf Charpy impact energy levels. This work aims to present the major aspects related to these topics. The requirements for preventing fracture of the RPV are reviewed as well as the available technology for assessing the safety margins. For each mentioned problem, the several steps for structural integrity evaluation are described and the analysis methods are discussed.*

Keywords: *Pressure vessel, Structural integrity, Fracture Mechanics*