

「原子炉圧力容器に対する供用期間中の破壊靱性の確認方法等の技術評価に関する  
検討チーム 第六回会合における日本電気協会への説明依頼事項」に対する回答

令和2年4月9日  
(一社)日本電気協会  
原子力規格委員会

標記につきましては、以下の通り回答いたします。

○説明依頼事項

1. JEAC4206-2016「原子炉圧力容器に対する供用期間中の破壊靱性確認方法」に関する追加質問

次の(1)～(6)について、説明してください。

- (1) PTS 状態遷移曲線の設定方法について JEAC4206-2007 から JEAC4206-2016 への変更点を説明してください。その際、JEAC4206-2016 における一般評価と詳細評価との対比を含んでください。
- (2) RF4221 の PTS 状態遷移曲線の設定において評価対象事象では事故発生直後に大気圧に変化するとしても良いこととしている。一方で熱伝達率の設定では上向きの自然対流と下向きの強制対流を想定している。評価対象事象においてポンプ吐出圧力などを考慮せず、事故発生直後に大気圧に変化するとしても良いとしたことについて検討した内容があれば提示してください。
- (3) 2016 年版ではクラッド下に亀裂を想定することに変更されました。この評価のためにはクラッドの機械特性及びクラッドの厚さの設定方法、クラッド施工が母材に及ぼす影響、クラッド施工による残留応力の影響の情報が必要です。これらについて検討した内容を提示してください。
- (4) 詳細評価における仮想欠陥の方向について、周方向の溶接に対して軸方向の欠陥を想定しなくても良いとした理由を提示してください。
- (5) 高温予荷重効果に関して、クラッド下欠陥や照射材への適用性について検討した内容があれば提示してください。
- (6) 亀裂伝播停止に関して、照射材への適用性について検討した内容があれば提示してください。

## ○回答

(1) PTS 状態遷移曲線の設定方法について JEAC4206-2007 から JEAC4206-2016 への変更点を説明してください。その際、JEAC4206-2016 における一般評価と詳細評価との対比を含んでください。

### 回答(1)

PTS 状態遷移曲線の設定方法に関する変更点を表 1-1 に示します。

2016 年版では、2007 年版で不明確であった事項の明確化や実態に即したより精緻な評価の観点から、残留応力等の取扱い、非破壊試験結果を踏まえた最大仮想欠陥、応力拡大係数の算出に際してのクラッドの効果の考慮、有限要素法解析による応力拡大係数の算出等について見直しています。また、一般評価においては、大破断 LOCA が最も厳しい(図 1-1)ことを踏まえて、簡易的に保守的な評価を行う観点から、2007 年版の大破断 LOCA の過渡と同様に、原子炉圧力容器内面の接液水が1次冷却材の通常運転温度から安全注入水の水温まで瞬時に変化し、原子炉圧力容器内の圧力が事象発生直後に大気圧近傍まで変化する過渡を評価対象事象としています。

表 1-1 PTS 状態遷移曲線の設定方法に関する変更点

項目	2007 年版	2016 年版		備考
		一般評価 (保守的・簡易的な評価)	詳細評価 (より精緻な評価)	
PTS 状態遷移曲線を設定しない評価	評価時期での破壊靱性が $K_{IC}$ 評価式を上回ることを確認(一般評価)	—	—	破壊靱性のみで評価する 2007 年版の一般評価は廃止
評価対象事象	・主蒸気管破断事故 ・小破断 LOCA ・大破断 LOCA 熱水力解析により温度・圧力過渡を算出 1次冷却材ループ流が停止する事象は、混合状態(部分混合を)考慮	1次冷却材の通常運転温度から安全注入水の水温まで瞬時に変化 圧力は事象発生直後に大気圧に変化	2007 年版と同じ。	大破断 LOCA が最も厳しい事象であるため(図 1-1 参照), 一般評価では保守的・簡易的に大破断 LOCA の瞬時に水温まで変化する過渡を対象とした。
残留応力等の取扱い	規定無し	クラッドと母材(又は溶接金属)の熱膨張差により生じる応力を考慮する。以下の溶接残留応力を考慮する。 母材:クラッド溶接による残留応力 溶接金属:クラッド溶接及び継手溶接による残留応力		実態に即したより精緻な評価を行うように見直した。
最大仮想欠陥	内表面に深さ 10mm, 長さ 60mm の軸方向半楕円表面欠陥を想定。クラッドについての規定無し	内面のクラッド下に深さ 10mm, 長さ 60mm の半楕円欠陥を想定。非破壊試験の結果, より小さな最大仮想欠陥を保証できる場合は, より小さな欠陥を最大仮想欠陥として用いてもよい。		表面亀裂をクラッド下の内部亀裂に変更。非破壊試験の結果を反映してもよいことを追加
		軸方向欠陥を想定(2007 年版と同じ)	母材は軸方向欠陥, 溶接金属は溶接線方向の欠陥を想定	
応力拡大係数の算出法	板厚内の応力分布から, 応力拡大係数の評価式により算出	板厚内の応力分布から, クラッドの効果を考慮した応力拡大係数の評価式により算出。最大仮想欠陥をモデル化した有限要素法解析により算出してもよい。		クラッドの効果を考慮。より精緻に評価できるように, 有限要素法解析から算出してもよいとした。

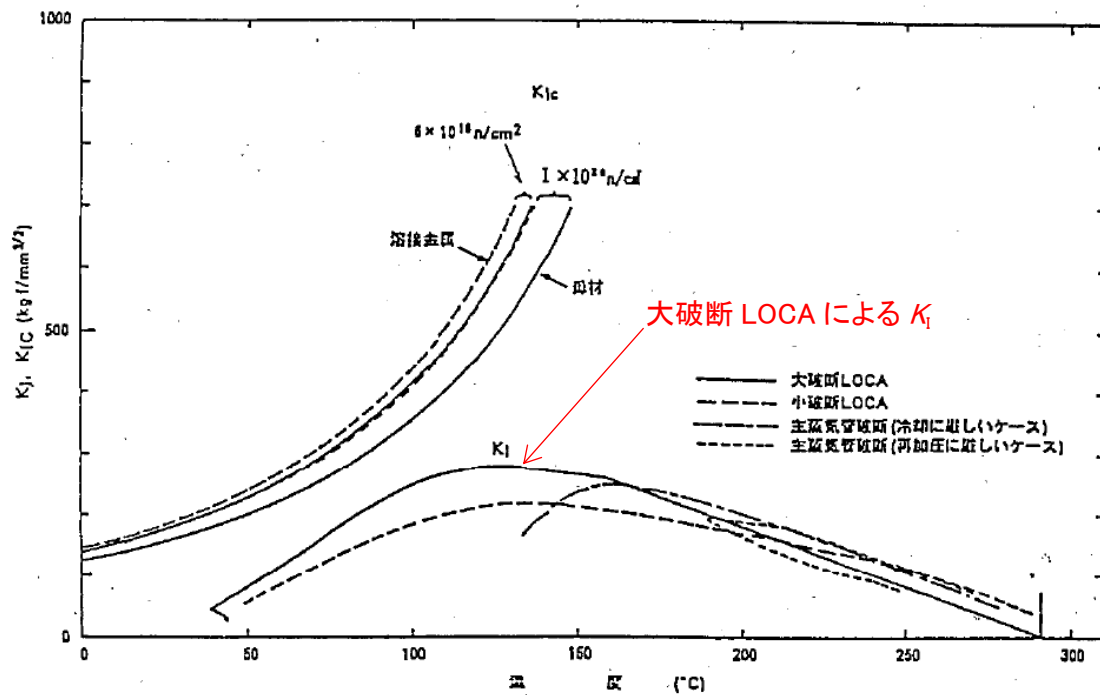


図 3. 4 - 1 2 ループの PTS 健全性 (a = 10mm の場合) (民間研究)

(2 ループの場合)

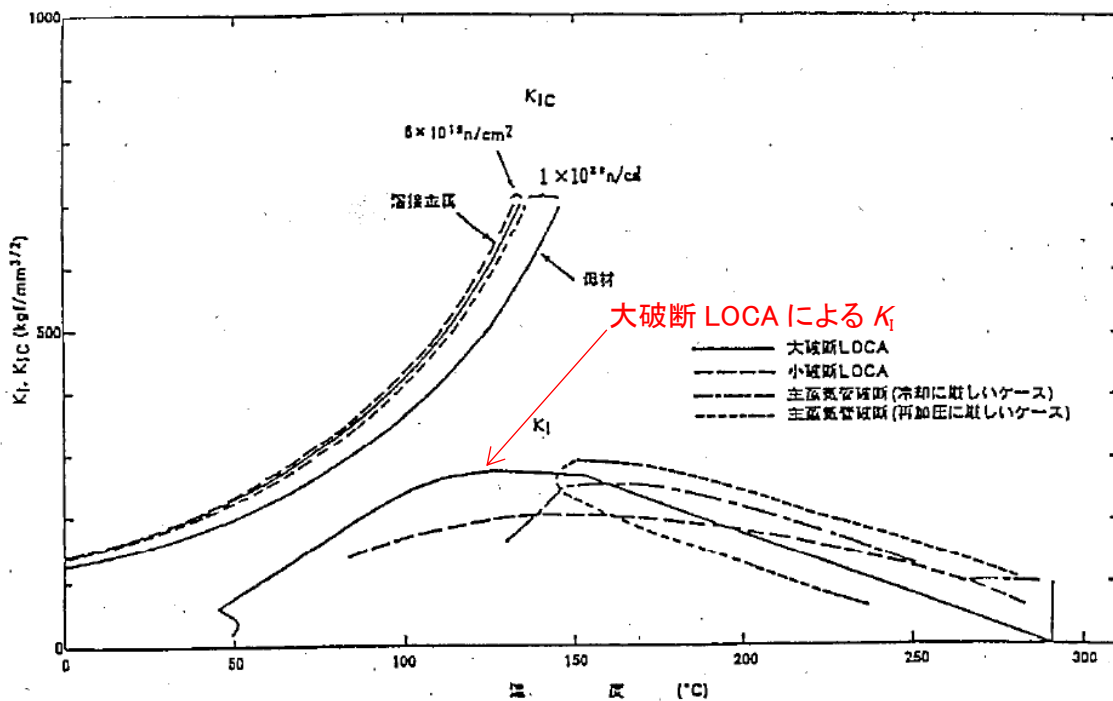


図 3. 4 - 3 3 ループの PTS 健全性 (a = 10mm の場合) (民間研究)

(3 ループの場合)

図 1-1 (1/2) 2007 年版の PTS 評価における各事象の状態遷移曲線の比較[1]

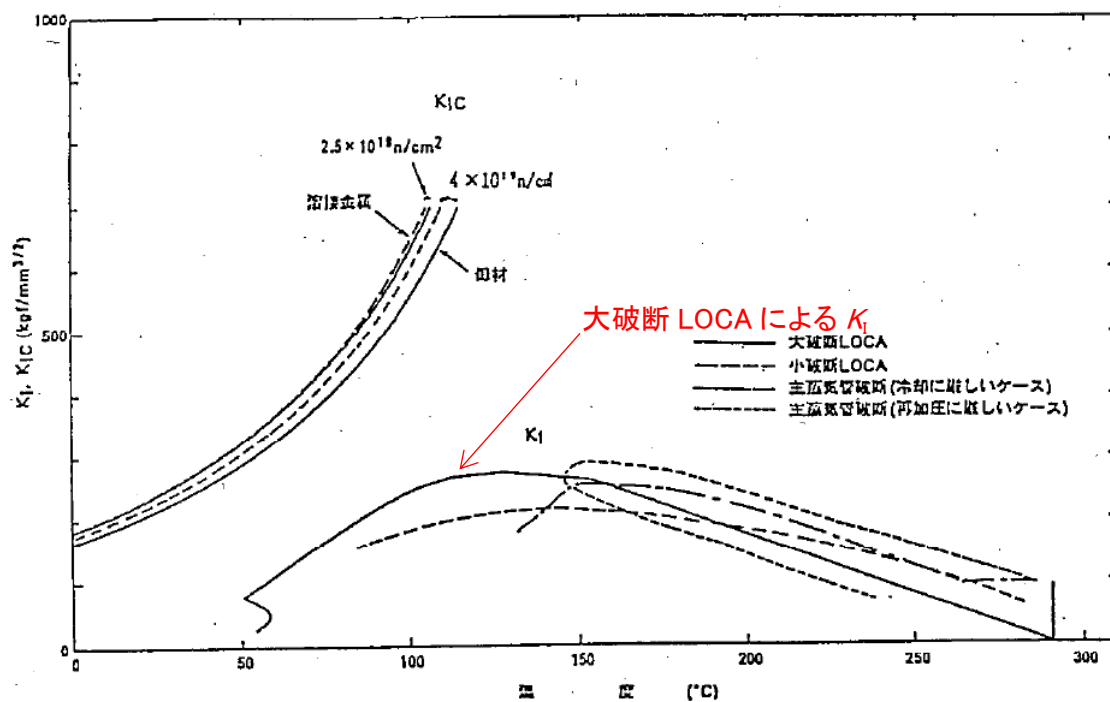


図 3. 4 - 5 4 ループの PTS 健全性 ( $a = 10\text{mm}$  の場合) [民間研究]

(4 ループの場合)

図 1-1 (2/2) 2007 年版の PTS 評価における各事象の状態遷移曲線の比較[1]

(2) RF4221 の PTS 状態遷移曲線の設定において評価対象事象では事故発生直後に大気圧に変化するとしても良いこととしている。一方で熱伝達率の設定では上向きの自然対流と下向きの強制対流を想定している。評価対象事象においてポンプ吐出圧力などを考慮せず、事故発生直後に大気圧に変化するとしても良いとしたことについて検討した内容があれば提示してください。

## 回答(2)

RF-4221 の一般評価では、簡易的に保守的な評価を行う観点から、大破断 LOCA を簡略化したものとして、原子炉圧力容器内面の接液水が1次冷却材の通常運転温度から安全注入水の水温まで瞬時に変化し、原子炉圧力容器内の圧力が事象発生直後に大気圧近傍まで変化する過渡を評価対象事象としています。非延性破壊が問題となる時点においては、以下のような状態にあることから、ポンプの吐出圧力は原子炉圧力容器内には負荷されないため、大気圧に変化するとして問題ありません。

- (1) 非延性破壊が問題となる温度まで原子炉圧力容器の温度が低下するのは、事象発生後数百秒以降となるが、事象発生後数十秒で原子炉圧力容器の圧力は大気圧近傍まで低下している。
- (2) この事象発生後数百秒の時点では、非常用炉心冷却系統(ECCS)からの注水により下部プレナム及びダウンカマが満水となり、ダウンカマと炉心の水頭差によって炉心下向きの流れが形成されて炉心が冷却される(図 2-1 参照)。
- (3) ダウンカマ満水以上の余剰注入水は破断口から流出することから、ポンプによりダウンカマ部が加圧されることはないため、ポンプ吐出圧力は原子炉圧力容器内には負荷されない。

また、RF-4221 では、熱伝達率の設定について、原子炉圧力容器内の1次冷却材(自然対流)に、低温の安全注入水(強制対流)が下向きに流入する場合を想定し、上向きの自然対流と下向きの強制対流が共存する影響を、強制対流の熱伝達率に対する増加率として考慮する Jackson-Fewster 式により算出することを規定しています。大破断 LOCA の場合、事象発生直後に原子炉圧力容器内の水位は炉心下端以下となり、事象進展とともにECCSにより水位は回復する挙動となり、1次冷却材の上向きの自然対流は存在しませんので、必ずしもこのような増加率を考慮する必要はありませんが、考慮することで熱伝達率がより高めに算出され保守的な結果を与えること、RF-4231 に規定された詳細評価における他の過渡事象と扱いを統一する観点から、JEAC4206-2007 附属書 C C-3120 に規定された当該の式を踏襲することとしたものです。

なお、これらの大破断 LOCA の過渡や熱伝達率の取扱いについては、2007 年版から変更していません(図 2-2 参照)。

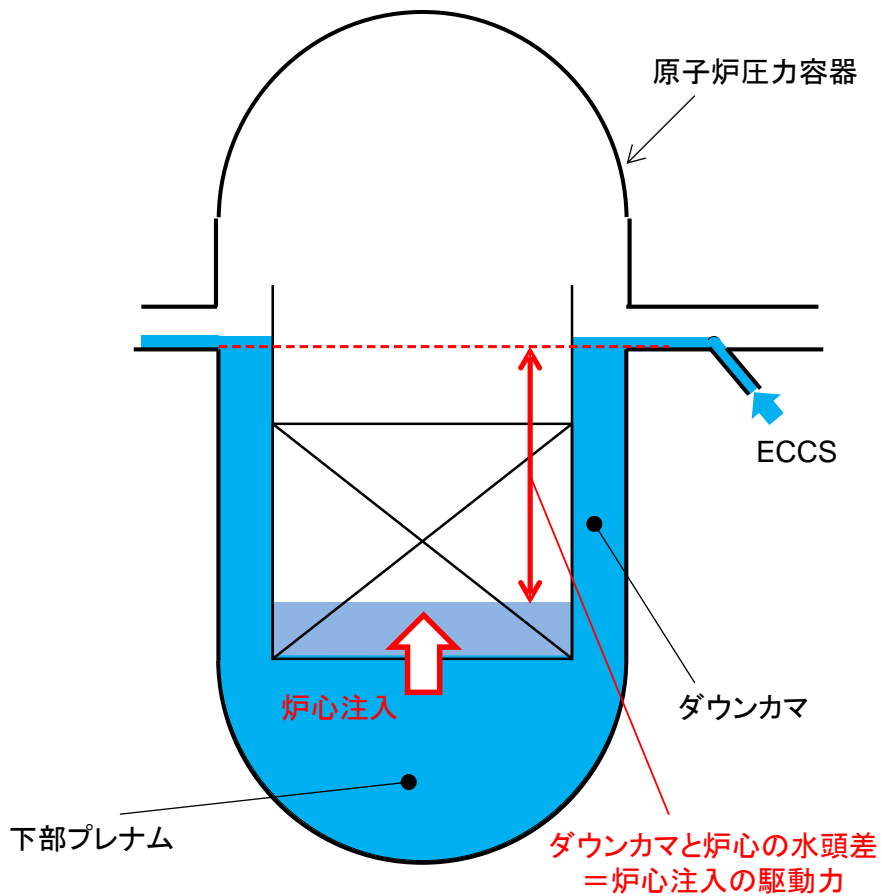
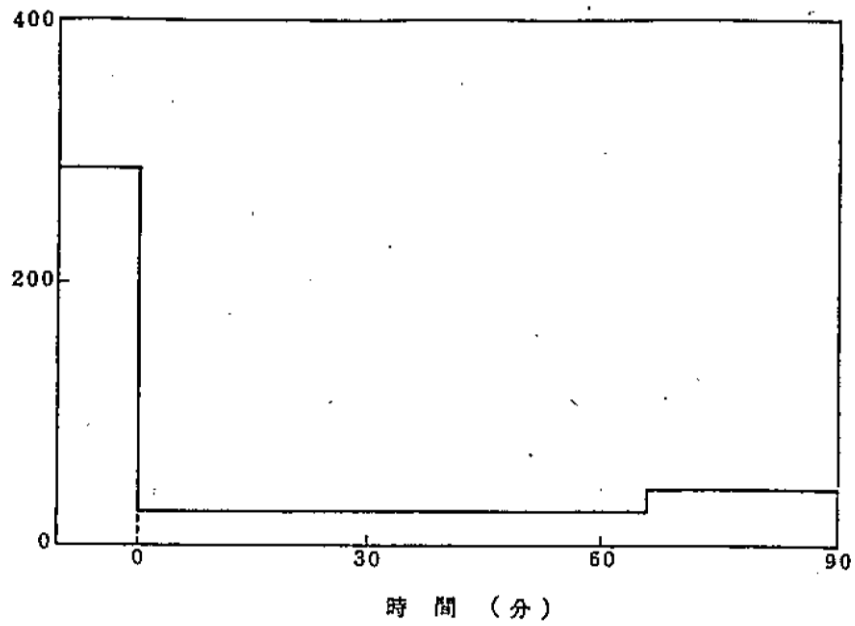


図 2-1 ダウンカマと炉心の水頭差による炉心注入の概念図



3. 1-5 大破断冷却材喪失事故原子炉圧力容器ダウンカマ部流体温度  
(3ループPWR)

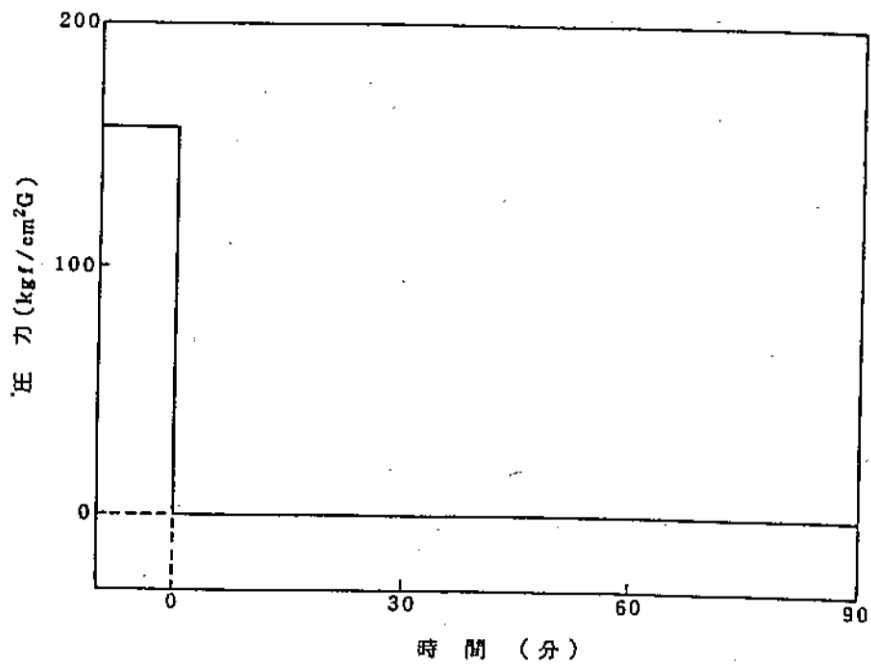


図 3. 1-6 大破断冷却材喪失事故原子炉圧力容器ダウンカマ部流体圧力  
(3ループPWR)

図 2-2 大破断 LOCA の圧力・温度過渡[1]



(3) 2016年版ではクラッド下に亀裂を想定することに変更されました。この評価のためにはクラッドの機械特性及びクラッドの厚さの設定方法、クラッド施工が母材に及ぼす影響、クラッド施工による残留応力の影響の情報が重要です。これらについて検討した内容を提示してください。

### 回答(3)

クラッドを考慮した場合のPTS事象時の応力拡大係数に関して、FEM解析時における溶接残留応力の考慮方法やクラッドの照射による機械的特性の変化の影響等について、文献[2]に検討した事例が示されています。

クラッドの機械的特性については、規格上明記していませんが、クラッドの材料はSUS304系ステンレス鋼のため、一般には、機械的特性としてSUS304の機械的特性を使用するものと考えます。なお、文献[3]では照射前及び照射後のクラッドの機械的特性が取得されており、文献[2]ではこれらを活用した検討がなされ、照射前のクラッドの引張特性を使用して応力拡大係数を算出すれば、保守的な評価が行えることが示されています。

クラッドの厚さについても、規格上明記しておらず、設計寸法等を踏まえて解析者が適切に設定するものと考えます。

原子炉圧力容器胴部の低合金鋼内面にクラッド溶接を施工した場合、低合金鋼内面に溶接熱影響部が生じるとともに、溶接残留応力が生じます。

溶接熱影響部については、JEAC4206-2016の解説-RF-4222-1に示すように、継手溶接の熱影響部の監視試験の結果や溶接協会9HST小委員会で取得された破壊靱性試験の結果から母材で代表できると考えられ、クラッド溶接による溶接熱影響部も同様と考えられます。また、母材の試験片採取位置である板厚の1/4位置と比べると、内表面近傍は破壊靱性が高いことが知られており、1/4位置の破壊靱性で評価することに保守性が含まれています。

原子炉圧力容器の継手溶接及びクラッド溶接による残留応力については、文献[4]において、実験計測結果との対比等により検討された国のプロジェクト「複雑形状部機器配管健全性実証事業」の成果も活用し、実機の溶接条件に基づく溶接残留応力解析を実施した結果が示されています。また、クラッド溶接による溶接残留応力については、文献[5]において、実験測定値と解析値の比較検討も含めて検討されています。PTS評価においては、上記文献で示されたような溶接残留応力の解析手法が適用できるものと考えられます。

なお、欠陥の発生要因や性状、非破壊検査の状況、更には米国でのキャンセル炉に対する調査結果(回答(4)を参照)等を踏まえると、実際に存在し得る欠陥は内部欠陥と考えられますが、熱応力及び破壊靱性(照射量、温度)の観点で厳しくなるように、評価上の取扱いとして内表面側のクラッド直下に欠陥を想定したものであり、保守性は確保されていると考えられます。

(4) 詳細評価における仮想欠陥の方向について、周方向の溶接に対して軸方向の欠陥を想定しなくても良いとした理由を提示してください。

回答(4)

溶接金属の欠陥は、溶接により溶接金属内部に発生するもので、高温割れ、溶込不足、融合不良といった割れ性状のものと、ブローホール、スラグ巻き込みといった割れ性状ではなく体積を持つ欠陥が考えられます。しかしながら、溶接施工にあたっては、溶接材料や母材の材質管理及び予熱等の施工管理を行っていることから、割れが発生している可能性は十分小さく、欠陥が存在しているとしても、ブローホールやスラグ巻き込みのような体積を持つ微小な欠陥が溶接線方向に分布しているものと考えられます。

米国では、確率論的破壊力学解析により原子炉圧力容器の PTS 事象に対する破損頻度の評価を行うため、運転供用前にキャンセルされた 2 プラント(PVRUF 及び Shoreham)の原子炉圧力容器に対する破壊・非破壊検査による調査が行われました。調査の結果、表面欠陥は認められず、欠陥の主要因は溶接開先面近傍の融合不良であり、溶接線方向に平行な欠陥であることから、米国の確率論的破壊力学解析コードでは、溶接線方向に垂直な欠陥は想定せず、溶接線方向に平行な欠陥のみを対象としています[6,7]。

2007 年版では溶接残留応力を考慮しておらず、熱応力は周方向と軸方向で同程度であるのに対し、圧力に対しては周方向応力が高いことから、母材及び溶接金属のいずれも保守的に軸方向の欠陥を想定していました。2016 年版では、溶接金属に対して継手溶接による溶接残留応力を考慮することとしましたが、図 4-1 の継手溶接による板厚内の残留応力分布の例に示すように、内面近傍では周方向の残留応力が高めであるものの、板厚内部ではいずれの応力が高いとは言えないため、最大仮想欠陥からの脆性破壊発生後、板厚内の亀裂の伝播や停止まで評価する詳細評価においては、いずれの方向の欠陥が保守的とは言えません。したがって、詳細評価における溶接金属の最大仮想欠陥の方向については、上記の発生し得る欠陥の性状を考慮して溶接線方向の欠陥を想定することとしています。

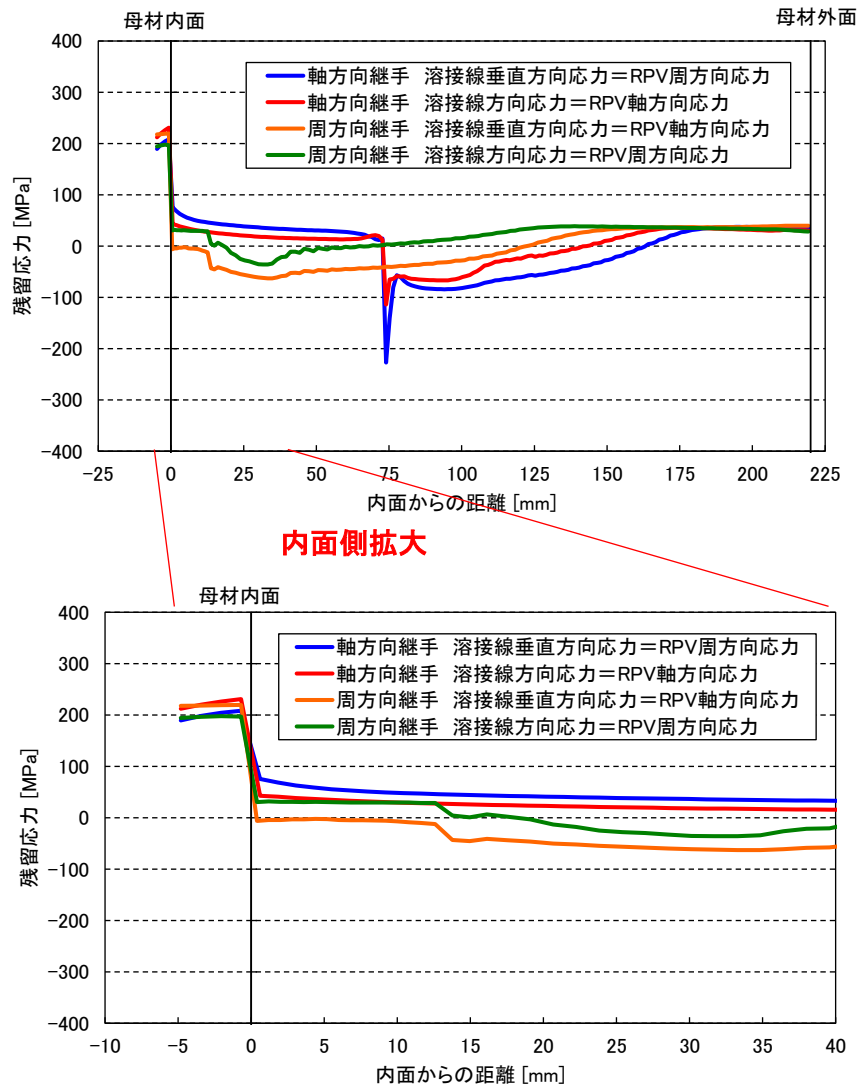


図 4-1 軸方向継手と周方向継手の溶接残留応力の比較  
(運転条件負荷後, 室温)

(5) 高温予荷重効果に関して、クラッド下欠陥や照射材への適用性について検討した内容があれば提示してください。

回答(5)

JEAG4206-2016 解説-RF-4233-2 にも記載のとおり、高温予荷重効果の現象は、次の 3 種類の機構によって生じるものと考えられています[8]。

- (1) 高温における予荷重により、亀裂先端前方では加工硬化が引き起こされる。その後に低温となるとともに降伏点が上昇するため、塑性域内で転位が不活性の状態となり、低温で破壊を起こすには付加的な荷重が必要となる。
- (2) 高温における予荷重により、亀裂先端の鈍化が引き起こされ、応力集中が減少することから破壊が起こり難くなる。
- (3) 予荷重を与えた時の温度からの冷却過程において除荷されることにより、亀裂先端前方では圧縮側の残留応力となる。この残留応力のため破壊するには付加の荷重が必要となる。

これらの機構は、クラッド下の欠陥や照射材であっても生じるものであることから、高温予荷重効果はクラッド下の欠陥や照射材にも適用可能と考えています。

クラッド下の欠陥に対する高温予荷重効果に関しては、文献[9]において実験的に妥当性が確認されています。また、照射材に対する高温予荷重効果に関しては、文献[10]及び文献[11]において実験的に妥当性が確認されています。

(6) 亀裂伝播停止に関して、照射材への適用性について検討した内容があれば提示してください。

回答(6)

照射材に対する亀裂伝播停止特性については、文献[12]で検討されています。文献[12]では、照射前後の破壊靱性及び亀裂伝播停止破壊靱性データを取得し、非延性破壊の発生に対する破壊靱性の参照温度(マスターカーブの参照温度  $T_o$ )が高温側になるほど、 $T_o$ と亀裂伝播停止破壊靱性遷移曲線の参照温度( $T_{Kla}$ )の温度差は小さくなる傾向が示されています。文献[12]では、以下のような  $T_o$ と  $T_{Kla}$ の関係式の適用性が検討されています。

文献[13]

$$T_{Kla} = T_o + 44.1 \exp(-0.006T_o)$$

文献[14]

$$\Delta T = T_{Kla} - T_o = \exp\left(5 - \frac{T_o + 273}{136.3}\right) + \frac{\sigma_y}{683.3}$$

照射による  $RT_{NDT}$  の上昇に応じて非延性破壊に対する破壊靱性遷移曲線が高温側に移行することとなりますが、これらの式から亀裂伝播停止破壊靱性遷移曲線の上昇量はそれよりも小さく、未照射材を対象として設定された亀裂伝播停止破壊靱性遷移曲線を照射材に適用することで保守側の評価が行えると考えられます。

## 【文献】

- [1] (財)発電設備技術検査協会, “溶接部等熱影響部信頼性実証試験に関する調査報告書 [原子炉圧力容器加圧熱衝撃試験] [総まとめ版]”, 平成4年3月, P18, 83-85.
- [2] Sakamoto, H., Hirota, T. and Ogawa, N., “Study on evaluation procedure for calculating the stress intensity factor of flaws beneath RPV cladding during pressurized thermal shock events by FE analysis,” Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (2016), paper no. 63210.
- [3] Tobita, T., et al., “Effect of neutron irradiation on the mechanical properties of weld overlay cladding for reactor pressure vessel,” Journal of Nuclear Materials, No. 452 (2014).
- [4] Hirota, T., Sakamoto, H. and Ogawa, N., “Proposal for update on evaluation procedure for reactor pressure vessels against pressurized thermal shock events in Japan,” Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (2014), paper no. 28392.
- [5] Katsuyama, J., Nishikawa, H., Udagawa, M., Nakamura, M. and Onizawa, K., “Assessment of residual stress due to overlay-welded cladding and structural integrity of a reactor pressure vessel,” Journal of Pressure Vessel Technology, 135(5), 051402 (2013).
- [6] NUREG-1806, “Technical Basis for Revision of the Pressurized Thermal Shock (PTS) Screening Limit in the PTS Rule (10 CFR 50.61) Summary Report,” (2007).
- [7] NUREG/CR-6817, “A Generalized Procedure for Generating Flaw-Related Inputs for the FAVOR Code,” (2004).
- [8] Williams, P. T., et al., “Fracture Analysis of Vessels – Oak Ridge FAVOR, v04.1, Computer Code: Theory and Implementation of Algorithms, Methods, and Correlations,” NUREG/CR-6854, ORNL/TM-2004/244, August (2007).
- [9] Bruce D. Macdonald, et al., “Analysis of warm prestress data,” Fatigue and Fracture Mechanics: 27<sup>th</sup> volume, ASTM STP 1296, American Society for Testing and Materials (1997).
- [10] Lauerova, D. et al., “Warm pre-stressing tests for WWER 440 reactor pressure vessel material,” Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (2009), paper no. 77287.
- [11] Chas, G. et al., “Fracture toughness of a highly irradiated pressure vessel steel in warm pre-stress loading conditions(WPS),” Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (2011), paper no. 58029.
- [12] Obermeier, F., et al., “Crack arrest test results of unirradiated and irradiated German RPV steels,” Proceedings of ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (2013), paper no. 97954.
- [13] EricksonKirk, M., et al., “The interrelationships of  $K_{Ia}$ ,  $K_{Ic}$  and  $J_{Ic}$ , and the Implications of these relationships on use of fracture models over the ranges of hardening observed in

ferritic steels,” Proceedings of PVP2006-ICPVT-11, ASME Pressure Vessels and Piping Division Conference (2006), paper no. 93651.

- [14] Wallin, K., ”Correlation between static initiation toughness  $K_{Jc}$  and crack arrest toughness  $K_{Ia}$  2024-T351 aluminum alloy,” Fatigue and Fracture Mechanics: 32<sup>nd</sup> volume, ASTM STP 1406, American Society for Testing and Materials (2001).