高中圧タービンロータ材の破壊じん性値の試験片厚依存性[†]

植 村 啓 美* 木 内 晃**
井 上 隆 夫*** 若 三 淳****

Specimen Thickness Effect on Cleavage Fracture Toughness of High and Intermediate Pressure Steam Turbine Rotor Materials

by

Hiromi UEMURA*, Akira KIUCHI**, Takao INOUE*** and Atsushi WAKAMI****

Fracture toughness tests of Cr-Mo-V steels were conducted by the CT specimens of various thickness ($B = b = a$, B : specimen thickness, b : uncracked ligament, a : crack length), and 3-dimensional elastic-plastic finite element analyses of them have been performed. Based on the maximum tensile stress criterion for the cleavage fracture, specimen thickness effect on fracture toughness has been investigated analytically. It is proposed from the analyses that the fracture toughness is equivalent to the plane strain fracture toughness, K_{Ic} according to ASTM E399, provided that the following condition is met.

$$B \geq 350 (J_c / \sigma_{flow}) \text{ or } B \geq 1.0 (K_{Ic} (J) / \sigma_Y)^2$$

Where σ_{flow} is flow stress, and σ_Y is 0.2% offset yield stress. The thickness required from the criterion is about 40% of that from the requirement of ASTM E399.

Ikedo et al. proposed that $P_{max} = P_Q$ as a validity criterion of K_{Ic} , which means that unstable fracture occurs before load-crack opening displacement curve intersects the 5% secant line. The present tests are same results as the proposal. It is demonstrated from the present analyses that the criterion of $P_{max} = P_Q$, which were obtained from only experimental results, satisfies the above requirement, $B \geq 350 (J_c / \sigma_{flow})$.

Key words: Cleavage fracture toughness, Fracture toughness test, Cr-Mo-V steels, Specimen thickness effect, Plane strain fracture toughness, Valid K_{Ic} , K_{Ic} criterion

1 緒 言

著者らは火力発電所にて長期間使用された高中圧タービンロータのぜい性破壊特性を調査するため、廃却高中圧タービンロータ6体について、中心孔部の破壊じん性値の温度依存性を、最大200mm厚の大型試験片を用いて求めてきた。¹⁾

本報告では、その残材から各種サイズのCT試験片を採取し、遷移温度域でのへき開破壊じん性値に及ぼす試験片厚の影響を実験的に調べた。また、3次元弾塑性FEM解析を行い、き裂先端から X_0 離れた位置の引張応力が、へき開破壊に対する限界応力を超えたときに破壊が発生するとする局所応力破壊基準²⁾に基づき、解析面からの検討も行ったので、その結果について報告する。

2 へき開破壊じん性値の試験片厚依存性

タービンロータ材のような低中強度鋼のへき開破壊じん性値は試験片厚の増大に伴い低下し、ある程度以上の厚さになると下限値(平面ひずみ破壊じん性値, K_{Ic})に収束する。米国の平面ひずみ破壊じん性試験に関する規

格であるASTM E399によると、得られた破壊じん性値 K_Q が K_{Ic} と見なせるには式(1)を満足する必要がある。

$$B, a \geq 2.5 (K_Q / \sigma_Y)^2 \quad (1)$$

B : 試験片厚, a : き裂長さ

σ_Y : 降伏応力または0.2%耐力

著者ら¹⁾が調べた廃却高中圧タービンロータ材の場合、使用中ぜい化が起こっていても、破壊じん性の高いものでは120℃での $K_Q = 177 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$, $\sigma_Y = 584 \text{ MPa}$ となり、式(1)を満足するには約230mmの厚さを有する試験片を準備する必要がある、使用前では、室温でも極厚試験片を準備することが要求される。³⁾

へき開破壊じん性値が試験片厚の増大に伴い低下する要因として、以下の2つが考えられている。

① 力学的要因

試験片厚の増大に伴い、予き裂先端の塑性拘束(3軸応力度)が増加し、 K 値は同じでも局所引張応力は上昇するため、応力支配型の破壊であるへき開破壊じん性値は低下する。

† 原稿受理 平成15年11月6日 Received Nov. 6, 2003

* 関西電力㈱電力技術研究所 〒661-0974 尼崎市若王寺, Power Eng. R & D Center, Kansai Electric Power Co., Inc., Nakouji, Amagasaki, 661-0974

** 正会員 ㈱コベルコ科研エンジニアリングメカニクス事業部 〒661-0974 尼崎市道意町, Eng. Mechanics Division KOBELCO Res. Inst., Inc., Doi-cho, Amagasaki, 660-0083

*** 正会員 ㈱コベルコ科研エンジニアリングメカニクス事業部 〒651-2271 神戸市西区高塚台, Eng. Mechanics Division KOBELCO Res. Inst., Inc., Nishi-ku, Kobe, 651-2271

**** ㈱コベルコ科研エンジニアリングメカニクス事業部 〒661-0974 尼崎市道意町, Eng. Mechanics Division KOBELCO Res. Inst., Inc., Doi-cho Amagasaki, 660-0083

② 統計的要因 (最弱リンク説)

へき開破壊は crack front の最弱部位から発生する。したがって、試験片が厚くなるとともに破壊確率が増大し、その結果、試験片厚の大きな大型試験片の方が低い破壊じん性値を呈する。

へき開破壊じん性値の試験片厚依存性については、これまで数多くの実験的、解析的検討が行われている。^{3)~8)} 近年は統計的要因に着目した研究が主流で、小型試験片を多数試験して、その下限値を用いれば大型試験片での K_{Ic} を推定できるとした報告⁵⁾、最弱リンクモデルを用いた解析的評価により試験片厚効果を説明できるとの報告がある。^{6)~8)} しかしそれらは、統計的観点から試験片厚効果を整理したもので、力学的要因が無視できることを証明したものではない。最近 10 年間は、き裂先端近傍でのワイブル応力を破壊指標とするローカルアプローチ法を用いた研究が盛んに行われ、ぜい性破壊に対する限界ワイブル応力は試験片平面寸法に依存しないことが明らかにされている。⁹⁾ しかし、試験片厚に関する研究は数少ない。Anderson ら¹⁰⁾ は、ローカルアプローチ法に準じて数値解析を行い、式 (1) に代わるものとして、式 (2) を提案している。

$$B, b, a \geq 200 (J_c / \sigma_{flow}) \quad (2)$$

b: リガメント長さ

σ_{flow} : σ_Y と引張強さの平均

Anderson ら自身は、試験片平面寸法の影響を詳しく調べているが、試験片厚を変化させた 3 次元数値解析は実施しておらず試験片厚に関しては検討が不十分であると思われる。1996 年に制定された ASTM E1820 では、Anderson らの研究を基に、不安定破壊時の J 値 (J_c) が試験片平面寸法に依存しないための判定条件式が盛り込まれたが、試験片厚に関しては、現在でも ASTM E399 の式 (1) が唯一の判定条件である。

以下では、著者らが実施した廃却高中圧タービンロータ材を対象とした実験的検討、ならびに 3 次元弾塑性 FEM 解析結果を用いた局所応力破壊基準による解析的検討 (力学的要因の検討) について報告する。

3 実験的検討

3・1 供試材と試験片

供試材は実運転時間 15 万時間以上の Cr-Mo-V 鋼製廃却高中圧タービンロータから採取した。その主要化学成分を Table I に、機械的性質を Table II に示す。なお試験片切り出しに際しサルファプリントを採取し偏析等のな

Table I. Chemical compositions of material tested.

										(wt%)
C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	
0.29	0.17	0.7	0.004	0.006	0.07	0.48	0.97	1.31	0.25	

Table II. Mechanical properties of material tested.

$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_B (MPa)	Elongation (%)	RA (%)
618~687	785~841	16.4~19.4	33.4~46.7

いことを確認した。Valid K_{Ic} を求めた厚さ 200mm および 100mm の大型試験体の形状を Fig. 1 に示す。本ロータには $\phi 68.5$ mm の中心孔が設けられており、ロータを輪切り後、外径: 600mm の中心孔付き RCT 試験片に加工し、中心孔の一端に試験規格 (ASTM E399-90) に準拠して機械切欠とその先端への疲労予き裂を導入した。

破壊じん性値の試験片厚依存性を評価するため、試験後の大型試験体から、200mm 厚の場合、板厚 12.5mm の CT 試験片 (0.5CT) を 12 個、25mm (1CT) を 6 個、50mm (2CT) を 2 個、各試験片のき裂先端部が大型試験体のき裂先端を通る同心円に一致するように採取・加工した (Fig. 2 参照)。いっぽう、100mm 厚の大型試験片の場合、0.5CT を 6 個、1CT を 3 個加工した。なお、CT 試験片は $a/W = 0.5$ の標準形状 ($B = b = a$) であるが、200mm 厚から採取した 0.5CT は、 $a/W = 0.6$ の荷重点変位の計測できる J_{Ic} 試験片タイプである。なお、0.5CT と 1CT の試験片個数は、式 (3) を満足すれば、複数試験の最小値が ASTM E399 の Valid K_{Ic} 値と等価になるとする安藤ら⁵⁾ の提案に基づいて、小型試験片の厚みの総和 (ΣB) が、ASTM E399 の Valid K_{Ic} 値を満足する最小試験片厚以上になるように決めた。

$$\Sigma B \geq 2.5 (K_{Ic} / \sigma_Y)^2 \quad (3)$$

3・2 実験方法

破壊じん性試験は、ASTM E399-90 に準じて試験を行った。大型試験片は、600kN 電気油圧サーボ式疲労試験機により疲労き裂を導入した後、30MN 横型引張試験機を用いて、120℃および 90℃にて破壊試験を行い、荷重と開口変位の関係を記録した。昇温にはパネルヒーター

Fig. 1. RCT specimen with center hole.

Fig. 2. Cutting of small size specimens from 200mm thickness RCT specimen.

を用い、所定温度で、200mm 厚の場合 200 分以上、100 mm 厚の場合、100 分以上保持した後、载荷した。いっぽう、2CT 以下の小型試験片の場合、100kN の疲労試験機で疲労予き裂を導入後、100kN 引張試験機を用いて、120℃および 90℃にて破壊じん性試験を行った。なお、小型試験片の場合、電気炉を用いて昇温した。

3.3 実験結果および考察

大型試験片を含めた各種サイズの試験片から求めた破壊じん性値 K_{Ic} と試験片厚の関係を、Fig. 3 および Fig. 4 に示す。同図において、●データは ASTM E399 の判定条件に基づいて Valid K_{Ic} 値と判定されたもの、○データは判定条件においては Valid K_{Ic} 値からは除外されるが、試験中の荷重-開口変位曲線が Fig. 5 のタイプ (a) に示すように 5% secant line に交差する前に不安定破壊したもので、×と△はそれ以外である。破壊じん性値は、●と○については ASTM E399-90 に基づいて求めた K_Q 値を、×は不安定破壊の J 値 (J_c, J_u)、△は最大荷重到達時の J 値 (J_m) を求め、次の式 (4) により $K_c(J)$, $K_m(J)$ 値に換算したものである。なお $K_c(J)$, $K_m(J)$ 値に換算した J 値については、0.5CT を含む全ての試験片について ASTM E1820-99 の J_c 値の有効性判定条件式 (5) を満足していた。

$$K = (E \cdot J)^{1/2} \quad (4)$$

E: ヤング率

$$B, b \geq m \cdot J_Q / \sigma_{flow} \quad (5)$$

ここで、 $m = 50$ または 100 (本材料の場合、 100)

Fig. 3. Relationship between fracture toughness and specimen thickness. (test temperature = 120°C)

Fig. 4. Relationship between fracture toughness and specimen thickness. (test temperature = 90°C)

Fig. 5. Principal types of load-displacement records.

J 値の計算には荷重線変位が必要である。試験片端面での開口変位しか得られなかった場合は、BS 規格 7448 に準じ、回転中心をき裂先端から $0.46b$ (b : リガメント) として開口変位の塑性成分を荷重線変位に変換した。

Fig. 3 および Fig. 4 から以下のことが言える。

① 大型試験体以外では ASTM E399 に基づく Valid K_{Ic} 値は得られなかったが、Fig. 3 の 120℃の試験では、2CT 試験片の 2 体のうち 1 体が、荷重-開口変位曲線が 5% secant line に交差する前に不安定破壊しており、それ (○) は大型試験体にて得られた Valid K_{Ic} とほぼ一致した値であった。

② 1CT 試験片の下限値は Valid K_{Ic} とほぼ一致しているが、0.5CT 試験片では Valid K_{Ic} より低い値を呈した。

池田ら³⁾は、2.8Ni-Cr-Mo-V ロータ材を用いた実験結果をもとに、破壊じん性試験時の荷重-開口変位曲線が、原点を通る 5% secant line と荷重-開口変位曲線との交点 (P_5) に達する以前に不安定破壊すれば、すなわち Fig. 5 のタイプ (a) なら式 (1) を満足しない場合でも $K_Q = K_{Ic}$ と見なせると報告している。ASTM E399 では、タイプ (a) では $P_{max} = P_Q$ 、タイプ (b), (c) では、 $P_5 = P_Q$ と表されるので、池田らが提案している K_{Ic} 判定条件は、式 (6) で与えられる。

$$P_{max} = P_Q \quad (6)$$

Fig. 3 は、池田らの提案を裏付ける結果となっている。また、著者らが実施した、廃却高圧タービンロータ材の K_{Ic} 値の温度依存性を求めた試験においても、式 (1) を満足しなくても式 (6) を満足すれば ASTM E399 の Valid K_{Ic} データと同一線上に乗っており、池田らの提案と矛盾しない結果であった。¹⁾

Fig. 6 は Ni-Cr-Mo-V ロータ材を対象とした、日本学術振興会第 129 委員会¹¹⁾での破壊じん性試験結果を再整理したものである。Fig. 6 でも、ASTM E399 の K_{Ic} 有効性判定条件である式 (1) を満足しなくても式 (6) を満足すれば、○印で示すように Valid K_{Ic} に近い値となっている。

以上のように、池田らの提案を裏付けるデータは蓄積されたが、この提案は実験事実に基づくものであり、その物理的意味は明確でない。つぎに、その物理的意味を、Fig. 3 の 120℃での破壊じん性試験を対象とした数値解析をもとに検討する。

Fig. 6. Relationship between fracture toughness and specimen thickness.¹¹⁾ (Test material: Ni-Cr-Mo-V steel, Test temperature = -20°C)

4 解析的検討

4・1 解析条件と手順

$a/W = 0.5$ の標準サイズ 0.5CT, 1CT, 2CT, 6CT 試験片を対象に以下の解析条件・手順により, へき開破壊じん性値におよぼす試験片厚の影響を 3 次元弾塑性解析により検討した. 用いた解析コードは ABAQUS/Standard Version 6.2 である. 解析に適用する応力-ひずみ曲線は, 直径 6mm の丸棒試験片を用い, 120°C の雰囲気中で試験して求めた.

なお, 120°C で Valid K_{Ic} が得られたのは, 200mm 厚の大型 RCT 試験片であるが, ここでは, 120°C で Valid K_{Ic} を得るために必要な最小板厚 (135mm) を満足する 6CT 試験片 (150mm 厚) に, 後述する④に示す方法で置き換え, すべて標準 CT 試験片 ($B = b = a$) として解析した.

① 要素

3次元ソリッド要素, 8接点レンガ型非適合モード.

② 境界条件

CT 試験片の 1/4 を対象とし, 境界条件は Fig. 7 とした.

③ 分割要素

Table III に示す分割要素とし, 破壊を支配するき裂先端近傍の要素は, 試験片寸法によらず面内は同一寸法 (最小要素分割寸法: 0.25mm × 0.25mm) とした. 試験片厚さ方向の要素長は, 0.5CT, 1CT は同一とし, 2CT, 6CT はこれらの 2 倍とした.

Fig. 7. Boundary conditions of FEM. (for 1CT specimen)

Table III. FEM model for CT specimens.

Specimen	Half thickness (mm)	Number of elements for half thickness	Element size for specimen thickness (mm)	Number of all nodes	Number of all elements
0.5CT	6.25	5	1.25	6357	5043
1CT	12.5	10	1.25	15353	13558
2CT	25.0	10	2.50	16500	14348
6CT	75.0	30	2.50	38287	35118

④ へき開破壊に対する限界値

200mm 厚さの大型試験体により得られた平面ひずみ破壊じん性値 K_{Ic} (143MPa · m^{1/2}) と等しい K 値を与える 6CT 試験片の荷重を, ASTM E399-90 に示されている K 値の式から求めると 1216kN となる. 6CT 試験片の 3 次元弾塑性解析により, その荷重に達した際のき裂先端近傍要素の引張応力を, へき開破壊に対する限界値 (σ_c) とした.

⑤ 小型試験片の K 値

0.5CT, 1CT, 2CT を対象とした 3 次元弾塑性解析から, crack front に沿った J 値を求め, 式 (4) を介して K 値 ($K(J)$) に変換した.

4・2 解析結果および考察

(1) 局所応力破壊基準による力学的板厚効果の検討

6CT 試験片の荷重が 1216kN となるときのへき開破壊に対する限界値 (σ_c) は 1792MPa となる. き裂先端に隣接する要素の精度は良くないため, き裂先端から 0.5mm の位置 (2 番目の要素の節点) での引張応力を局所応力 σ_{local} とした.

試験片厚中央において $\sigma_{local} = \sigma_c$ (1792MPa) のときの, σ_{local} および J 値の試験片厚方向分布を Fig. 8 および Fig. 9 に示す. Fig. 8 および Fig. 9 において x 軸は, 試験片厚中心からの距離 z を試験片厚さ B で割ったものであり, y 軸は σ_c (1792MPa) に対する σ_{local} の比率である. Fig. 8 から, 試験片厚の 60% 程度までは 6CT, 2CT とで有意差はなく, ほぼ一様な値を示しているのに対して, 0.5CT では試験片厚の 20% 程度までしか一様な応力場はなく, 試験片中央から離れるに従って漸減していることがわかる. Fig. 9 では, J 値も試験片厚の 80% までは 6CT, 2CT とで有意差はなくほぼ一様な値を示してい

Fig. 8. Distribution of local stress along crack front.

Fig. 9. Distribution of J along crack front.

る。いっぽう、1CT, 0.5CTでは、6CT, 2CTに比べ、試験片厚中央での J 値が大きく、また、一様 J 値の領域が狭く、試験片厚中央から離れるに従い漸減する。

σ_{local} と式(4)を介して試験片厚中央での J 値から求めた $K(J)$ との関係をFig. 10に示す。6CTと2CTの結果に有意差は認められないが、同一 σ_{local} に対して1CT, 0.5CTと試験片厚が小さくなるに従い $K(J)$ が大きくなる。

この結果から、 $\sigma_{\text{local}} = \sigma_c$ (1792 MPa)となる $K(J)$ を $K_c(J)$ として、 $K_c(J)$ と試験片厚の関係を求めるとFig. 11となる。6CTと2CT間では $K_c(J)$ がほぼ一定であり、1CT, 0.5CTと試験片厚が小さくなるに従って $K_c(J)$ が大きくなる。Fig. 11から6CT試験片の破壊じん性値、すなわちASTM E399の判定条件を満足するValid K_{Ic} と同等の $K_c(J)$ が得られる限界は概ね次の式(7)または式(8)のように表せる。

$$B \geq 350(J_c/\sigma_{\text{flow}}) \quad (7)$$

$$B \geq 1.0(K_c(J)/\sigma_Y)^2 \quad (8)$$

Fig. 11には、ASTM E399の平面ひずみ判定条件式(1)およびAndersonら¹⁰⁾の提案式(2)も併記した。本解析では、式(2)を満足してもValid K_{Ic} は得られない。

なお、本提案式はAndersonらの提案式に比べ、1.75倍厳しいが、ASTM E399に比べると40%程度に緩和されている。すなわち、1CT試験片とほぼ同等の取扱で試

Fig. 10. Relationship between σ_{local} and $K(J)$.

験が可能な2CT試験片(50mm厚)を用いて、 $\sigma_Y = 600 \text{ MPa}$ の場合、 $K_{Ic} = 134 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ 、 $\sigma_Y = 700 \text{ MPa}$ の場合、 $K_{Ic} = 157 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$ までの平面ひずみ破壊じん性値を求めることができ、供試材の確保、費用および試験の手間の面で、試験実施に際しての制約が格段に小さくなる。

Fig. 3の試験片厚依存性試験結果に解析結果のFig. 11を併記したものをFig. 12に示す。0.5CT試験片を除いて解析結果と実験結果の傾向は一致するが、0.5CT試験片では、試験結果がすべて解析結果より小さい値となっている。Fig. 12の0.5CT試験片は $a/W = 0.6$ とリガメントが小さく、12体中8体が最大荷重到達後に破壊しており、すべて安定延性き裂を伴う延性破面率の高い試験結果であった。すなわち、Fig. 12の0.5CT試験片の破壊形態は、本解析で対象としたへき開破壊形でなく、このような破壊形態における破壊靱性値の試験片寸法依存性については、今後さらに検討する必要がある。

Fig. 3およびFig. 4で、 $a/W = 0.6$ の0.5CT試験片を省くと、結果的には安藤ら⁹⁾の提案とも矛盾しない。しかし、Fig. 3, Fig. 4, Fig. 6の板厚効果には、統計的要因のみならず力学的要因も含まれていることに留意しておく必要がある。

(2) K_{Ic} 有効性判定条件 $P_{\text{max}} = P_Q$ の妥当性の検証

荷重-開口変位曲線が5% secant lineに交差する時の J

Fig. 11. Relationship between $K(J)$ at $\sigma_{\text{local}} = \sigma_c$ and specimen thickness.

Fig. 12. Relationship between fracture toughness and specimen thickness. (Test temperature: 120°C)

値を J_5 とし, 数値解析結果から 0.5CT, 1CT, 2CT について J_5 を求めると, J_5/σ_{flow} と試験片厚 B との関係は概略式 (9) で与えられる.

$$B = 400(J_5/\sigma_{flow}) \quad (9)$$

式 (9) は式 (7) を満足し, 実験事実として提案された式 (6) の K_{Ic} 値有効性判定条件, すなわち「荷重—開口変位曲線が 5% secant line に交差する前に不安定破壊すれば, 式 (1) を満足しなくても得られた破壊じん性値は K_{Ic} 値と見なせる」との提案は, 3 次元弾塑性 FEM 解析結果を用いた局所応力破壊基準による解析的検討 (力学的要因の検討) からその妥当性が検証された.

0.5CT, 1CT, 2CT, 6CT について, き裂延長線上の塑性域寸法 R と試験片厚 B の比 (R/B) を作用荷重 P と B の比 (P/B) に対してプロットしたものを Fig. 13 に示す. 同図には荷重—開口変位曲線の 5% secant line との交点も示してあるが, そのとき $R/B = 0.07 \sim 0.08$ である. 塑性域寸法は平面ひずみ条件では, $R = 1/3\pi(K/\sigma_Y)^2$ と一般に表されるので, ASTM E399 の平面ひずみ条件式 (1) を, R を用いて表せば, $R \leq 0.04B$ となる. すなわち, 式 (1) は R が B の 4% 以下であることを意味している. いっぽう, 「荷重—開口変位曲線が 5% secant line に交差する前に不安定破壊する」と言う条件は, R が B の 8% 以下であることを意味しており, ASTM E399 の平面ひずみ条件式 (1) の約 2 倍の塑性域を許容することになる.

5% secant line は 2% のき裂の進展に対するコンプライアンスに対応しており, 高力アルミ合金や高強度鋼の破壊じん性試験では, 2% 程度のき裂進展の結果として P_5 が得られると考えられている. しかしタービンロータ材のような低中強度鋼での P_5 は, 安定延性き裂の成長より, むしろき裂先端での塑性変形の結果として求められる. したがって, 本論文の FEM 解析にき裂成長は考慮していない. なお, 塑性変形と安定延性き裂の成長が重畳された結果として P_5 が得られる場合でも, P_5 における塑性域寸法は, 本解析で行った安定延性き裂の成長を考慮しない場合より小さくなり, 上述の K_{Ic} 値有効性判定条件 $P_{max} = P_Q$ の妥当性検証の結果が変わるものではない.

Fig. 13. Relationship between size of plastic area and load.

5 結 言

Cr-Mo-V タービンロータ材について, へき開破壊じん性値の試験片厚依存性に関する実験的および解析的検討を行い, 以下のことが明らかとなった. なお, 本研究では, ASTM E399 の標準 CT 試験片 ($B = b = a$) を対象としている.

(1) 荷重—開口変位曲線が 5% secant line に交差する前に不安定破壊すれば, ASTM E399 の平面ひずみ条件を満足しなくても, 得られた破壊じん性値は K_{Ic} 値と同等となり, 池田ら³⁾の提案を裏付ける結果となった.

(2) 3 次元弾塑性 FEM 解析結果を用いた局所応力破壊基準²⁾による解析的検討から, ASTM E399 の Valid K_{Ic} と同等の破壊じん性値が得られる試験片厚に関する判定条件は次式で与えられる.

$$B \geq 350(J_c/\sigma_{flow})$$

$$B \geq 1.0(K_{Ic}(J)/\sigma_Y)^2$$

本判定条件によれば, 必要な試験片厚さは ASTM E399 で要求される厚さの 40% 程度でよく, 供試材の確保と, 費用および試験の手間の面で, 試験実施に際しての制約が格段に小さくなる.

(3) 荷重—開口変位曲線が 5% secant line に交差するときの J 値 (J_5) と試験片厚 B との関係は, 概略 $B = 400(J_5/\sigma_{flow})$ で表され, (2) に示した判定条件を満足する. すなわち「荷重—開口変位曲線が 5% secant line に交差する前に不安定破壊すれば, ASTM E399 の平面ひずみ条件を満足しなくても, 得られた破壊じん性値は K_{Ic} 値と見なせる」との提案は, 3 次元弾塑性 FEM 解析結果を用いた局所応力破壊基準による解析的検討からも妥当であることが検証された.

参 考 文 献

- 1) 植村啓美, 香川裕之, 高野正義, 木内 晃, 若三 淳, 材料とプロセス CAMP-ISIJ, **15**, 490 (2002).
- 2) R. O. Ritchie, J. F. Knott and J. R. Rice, J. Mech. Phys. of Solids, **21**, 395 (1973).
- 3) 池田一夫, 青木 満, 木内 晃, 鈴木 章, 菊池英雄, 神戸製鋼技報, **29-4**, 88 (1979).
- 4) 萩原行人, 三村 宏, 鉄と鋼, **65**, 226 (1979).
- 5) 安藤 桂, 北 毅一, 小倉信和, 日本機械学会論文集, **A-52**, 449 (1986).
- 6) J. D. Landes and D. H. Shaffer, ASTM STP, **700**, 368 (1980).
- 7) K. Wallin, Engng Fracture Mech., **22**, 149 (1985).
- 8) T. Miyata, A. Otsuka, T. Katayama and T. Otake,ESIS/EGF, **9**, 501 (1991).
- 9) 南二三吉, C. Ruggieri, 大畑 充, 豊田政男, 材料, **45**, 544 (1996).
- 10) T. L. Anderson and R. H. Dodds, Jr., J. Test. and Eval., **19**, 123 (1991).
- 11) 日本学術振興会, 遷移温度域における弾塑性破壊じん性試験法に関する共同研究, 第 129 委員会, 第一回共通試験報告書 (1985).