ASTM E1921(マスターカーブ法)(2) - 試験片寸法要件の根拠と妥当性 -

1. まえがき

前報¹⁾では、ASTM E1921²⁾を適用して、脆性– 延性遷移を示すフェライト鋼のへき開破壊靭性値, K_{Jc} を求める試験手順とデータの統計処理手法に ついて説明した。

ASTM E1921 は、へき開破壊の特徴を論理的に 捉え、統計解析を取り入れた、よく考えられた 規格であると思うが、その考え方のベースに、 以下の5つの仮説がある。

 K_{Jc}のばらつき、すなわち累積破壊確率, P_fは、 次式の3 母数ワイブル分布で表され、その 形状母数βは、鋼種、温度によらず4である。

 $P_{f}=1-exp[-\{(K_{Jc}-K_{min})/(K_{0}-K_{min})\}^{\beta}]$

- (2)3 母数ワイブル分布の位置母数、すなわち、K_{Jc}の下限値, K_{min}は鋼種、温度によらず 20MPa√m とする。K₀は尺度母数(Pr=63.2%のK_{Jc})である。
- (3) <u>K_l,の試験片厚(B)依存性は</u>確率問題として整理 でき、鋼種、温度によらず次式で評価できる。

 $K_{Jc,1T} = K_{min} + (K_{Jc,B} - K_{min}) (B/B_{1T})^{1/4}$

B_{1T}=25.4mm、K_{Jc,B}, K_{Jc,1T}: B, B_{1T} での K_{Jc}

(4) K_{Jc,IT}の中間値, <u>K_{Jc(med)}の温度(T)依存性は鋼種に</u>よらず参照温度, <u>T₀を用いて次式で表される</u>。

 $K_{Jc(med)}=30+70 \exp\{0.019(T-T_0)\}$

(5) 本規格 ²⁾の<u>試験片寸法要件は、後述の式(1)で</u> <u>与えられ、K_{Jc(limit})以下の K_{Jc}は面内試験片寸法</u> に依存しない値と見做せる。

今後、これらの仮説の根拠と妥当性について 検討するが、本報では、まず、(5)の試験片寸法 要件の根拠と妥当性について検討する。 株式会社 シミズテック 技術顧問 木内 晃 (Akira KIUCHI)

2. ASTM 1921 の試験片寸法要件

本規格²⁾の試験片寸法要件は式(1)で与えられ、 K_{Jc(limit})以下の K_{Jc}が有効データと見做される。

 $K_{\text{Jc(limit)}} = [(Eb_0\sigma_{ys})/\{30(1-v^2)\}]^{1/2}$ (1)

ここで、E:ヤング率、b₀:初期リガメント長さ (=W-a₀)、W:試験片幅、a₀:初期き裂長さ、σ_{ys}: 試験温度での降伏応力または 0.2%耐力、v:ポア ソン比である。

したがって、大きな K_{Jc} まで有効データを得る ためには試験片を大きくする必要がある。しかし、 この規格は、K_{Jc}≒100MPa√m を目標に試験するこ とになっているので、さほど大きな試験片を必要 としない。通常、1T(B=B_{1T})以下の小形試験片が使 用されることが多い。この規格では、弾塑性破壊 力学パラメータである J 値を用いて、へき開破壊 靱性値, J_cを求め、式(2)を介してK_{Jc}に換算する。 なお、式(1)は式(2)を介して式(3)のように表せる。

$$K_{Jc} = \sqrt{\{J_c E/(1-v^2)\}}$$
 (2)
 $J_{c(limit)} = b_0 \sigma_{ys}/30$ (3)

へき開破壊靭性に対する試験片寸法要件 (試験規格)の変遷

へき開破壊靭性に対する試験片寸法要件の変遷 は、テクニカルレポート No.8³⁾で説明したが、 復習しておく。

J。を求めるための破壊靭性試験である J。試験に

関する初めての規格は、1991 年創刊の BS 7448 Part 1 で、試験片厚は素材厚とすることを原則と した。

1996 年創刊の ASTM E1820-96 では、式(4)及び 式(5)を共に満足する J_cは、面内寸法に依存しない 値と見做される。式(5)の Δa_p は破面から計測され る安定延性き裂長さ、 σ_Y は試験温度での有効降伏 応力(σ_{ys} と引張強さ σ_B の平均値)、Q は Blunting line (テクニカルレポート No.6⁴⁾参照)の勾配の係数で、 2 または実験値から計算した値を用いる。

B, b₀≥200 J _c /σ _Y	(4)
$\Delta a_p\!\!<\!\!0.2mm\!+\!J_c\!/\!(Q\sigma_Y)$	(5)

式(4)は 1999 年と 2005 年の 2 回の変更を経て現 在に至っている。2005 年に改訂された式を式(6) に示す。また、2011 年の改訂で、式(5)は、Q=2 と する式に変更になっている。

$$B, b_0 \ge 100 J_c/\sigma_Y \tag{6}$$

1997 年に創刊された ASTM E1921 では、 J_c が面 内寸法に依存しないためには $J_c \leq J_{c(limit)}$ 、すなわち、 式(7)を満足する必要がある。

$$b_0 \ge 30 J_c / \sigma_{vs}$$
 (7)

式(7)は、式(6)に示した ASTM E1820 の J。試験の 寸法要件と比べて、降伏比(=σys/σB)が 0.9 では 32%、 0.6 では 40%に相当し、ASTM E1921 は ASTM E 1820 に比べて緩い試験片寸法要件となっている。

4. へき開破壊靭性に対する試験片寸法要件 の数値解析的検討

塑性拘束の観点から、へき開破壊靭性に対する 試験片寸法要件を検討した数値解析 ⁵⁾¹¹⁾は数多く ある。それらを紹介する前に、塑性拘束と試験片 寸法の関係の考え方について簡単に述べる。

へき開破壊は応力支配形の破壊¹²⁾であり、破壊 支配域での応力が限界値に達するとへき開破壊が 発生する。試験片が小さくなり、塑性域が相対的 に大きくなると、き裂先端域での塑性拘束は緩和 する。その結果、破壊力学パラメータのKやJ値 が同じでも破壊支配域の応力は低くなるので限界 応力到達時のKやJ値は大きくなる。

試験片が小さくなっても、小規模降伏での K や J 値と同等の値を得るために必要な試験片寸法を 明らかにすることが求められる。寸法要件に関す る数値解析の破壊基準としては、Anderson ら⁵が 提案した主応力コンターの面積を破壊指標とする Toughness Scaling Model^{*1}と Beremin¹³)が提案した Weibull 応力^{*2}を用いる基準を適用することが多い。

4.1 2次元弾塑性数値解析

Anderson ら⁵と Dodds ら⁶は 2 次元平面歪弾塑 性解析を行い、以下の破壊基準の下で小規模降伏 でのJ値, J_{SSY} と 3 点曲げ試験片の弾塑性状態のJ 値, J_{SENB} を比較している。破壊基準として、前者 は TSM を、後者はき裂先端から 48 (δ:き裂先端 開口変位)の位置での開口応力が限界値になると 破壊するとの基準を用いた。なお、J_{SSY} は、いず れも Boundary Layer Model (以後、BLM と記す)を用 いて求め、J_{SENB}/J_{SSY} を ao_{flow}/J (a: き裂長さ、o_{flow}:

*1 Toughness Scaling Model (以後、TSM と記す)は Anderson ら ⁵が提案した主応力コンターの面積を破壊指標 とするものであり、へき開破壊支配域を主応力がある値以上になる応力コンターの面積として捉え、板厚方向 も考慮する場合は体積として捉え、それらが限界値を超えると破壊が発生すると考える。

*2 Weibull 応力, ow は確率的容積効果を考慮した応力パラメータであり、次式で与えられる。

$\sigma_{\rm w} = \{\int \sigma^{\rm m} {\rm dV}/{\rm V}_0\}^{1/{\rm m}}$

ここで、 V_0 : 脆性マイクロクラックが平均的に 1 個含まれる材料の破壊基本体積、V: へき開破壊支配域の体積、 σ : へき開破壊支配域内の直応力である。指数項mは、へき開破壊の応力指標に σ_w を用いた場合の限界応力, σ_{wc} のワイブル分布の形状母数で、概ね 10~30 である。 σ_w が σ_{wc} に達するとへき開破壊が発生する。

式(6)の σ_Y と同じ有効降伏応力) に対して整理して いる。一例として Dodds ら^のの結果を **Fig.1** に示す。



Fig.1 J_{SENB}/J_{SSY} vs aσ_{flow}/J, obtained from 2-D numerical analysis for a single edge notched bend specimen⁶

J_{SENB}は J_{SSY} より大きいが、ao_{flow}/J が増加すると J_{SENB} /J_{SSY} は1に漸近し、破壊靭性値の試験片寸法 依存性は無視できる。Anderson ら⁵と Dodds ら⁶ は、数値解析の結果を踏まえ、試験片寸法に依存 しない J_cを得るための寸法要件として式(8)を提案 した。式(8)で b=W-a である。

$$B, b, a \ge 200 J_c / \sigma_{flow}$$
(8)

式(8)は 1991 年に公表されており、1996 年創刊 の ASTM E1820 の試験片寸法要件である式(4)は、 彼らの数値解析結果を参考にしたと推測される。

4.2 3次元弾塑性数値解析

4.2.1 TSM を破壊基準とした解析結果

Nevalainen と Dodds,Jr.⁷は、3 点曲げ(SENB)試験 片を対象に TSM を適用した 3 次元弾塑性解析 (J_{SSY}はBLMによる解析)を行い、**Table 1**を求めた。 Table 1 の M は上記解析から得られた SENB 試験 片のbo₀/J_{ave}を表し、M_{1.0}, M_{1.1}, M_{1.2}は J_{SENB}/J_{SSY}=1.0, 1.1, 1.2 に対する M 値である。なお、o₀ は数値解析 に用いた応力-歪線図の降伏応力、J_{ave} は SENB の 荷重-荷重線変位から求めた J 値である。彼らは、 応力-歪線図の歪硬化指数^{*3}, n が 5~10 の高~中 硬化の材料に対し、標準 SENB 試験片(a/W=0.5, W/B=2)の J_c 値が試験片寸法に依存しないための 条件として Table 1 の M_{1.2}^{*4}を基に式(9)を提案した。

$$b > 25 \sim 50 (J_c / \sigma_{ys})$$
 (9)

式(8)より式(9)の方がより小形の試験片の使用 が可能になる。彼ら⁷によると、3次元解析の板厚 中央では、2次元解析で求めた式(8)を満たさない

	SE(B), a/W=0.5									
	n=5			n=10			n=20			
	M1.0	M1.1	M1.2	M1.0	M _{1.1}	M1.2	M1.0	M _{1.1}	M1.2	
W/B = 1	70	35	25	125	85	60	400	145	115	
W/B = 2	50	30	25	120	75	55		175	115	
W/B = 2 SG	_				110	65		·	_	
P. Strain	175	105	75	215	155	130	340	210	180	

Table 1 M factor for size/deformation limit in $b \ge MJ_{ave}/\sigma_0$, calculated from 3-D numerical analysis for single edge notched bend specimens with $a/W=0.5^{7}$

Notes: M_{1,2} denotes, for example, the size/deformation limit at which J_{FB}/J₀ is allowed to reach 1.2 — denotes no finite element analysis available from this study * indicates no value possible from analysis

*3 日本機械学会機械工学辞典によると応力 σ と塑性歪 ϵ_{pl} の関係式、 $\sigma = k(\epsilon_{pl})^n$ の n を歪硬化指数または 加工硬化指数と呼ぶ。いっぽう、その逆数を歪硬化指数または加工硬化指数あるいは硬化指数と呼び、 n と記している論文 ⁵⁾⁻¹⁰⁾もある。本報では、後者の定義(n>1)を用いる。n が大きい方が歪硬化は小さい。 *4 $M_{1,2}$ は J 値で言えば 20%、K 値で言えば 10%、非安全側の設定となる。安全側の設定ではないことに 注意する。なお、Table 1 の Notes の J_{FB} は J_{SENB}、J₀ は J_{SSY} と同じ意味である。 大きな変形域でも小規模降伏状態と同じ3軸応力 度が保たれる。したがって、式(8)は厳し過ぎる 寸法要件であると考え、それに代わるものとして 式(9)が提案された。文献10)によると式(7)は実験 結果を基に定められた式であるが、式(9)にも近い。

面内寸法に依存しない J。を得るための試験片 寸法要件を弾塑性数値解析により求めた結果、 上記のように、3次元解析による式(9)は、2次元 解析の式(8)に比べて条件がかなり緩くなっている。

以下では、その理由について考察する。

筆者ら¹¹⁾は、0.5、1、2 および 6TCT の標準試験 片(a/W=0.5, W/B=2)を対象に 3 次元弾塑性数値 解析を行い、TSM を適用して破壊靭性値に及ぼす 試験片寸法の影響を塑性拘束の面から検討した。

0.5、1、2TCT から求めた J 値と 6TCT(B=150mm) から求めた小規模降伏の J 値, J_{SSY} の比, J/J_{SSY} と Bo₀/J_{ave}の関係を Fig. 2 および Fig. 3 に示す。両図 とも、横軸は試験片厚 B を用いて整理しているが、 標準試験片であるので、B=a=b である。

Fig. 2 の縦軸の J/J_{SSY} は試験片厚中央での値、 Fig. 3 の縦軸は荷重 - 荷重線変位から求めた値で、 試験片厚方向の平均的な値に近い。

Fig. 2 および Fig. 3 から以下のことが言える。

- (1) Fig. 2は Fig.1に示した 2次元平面歪弾塑性解 析の結果と類似している。Jは Jssy より大きい が、Bσ₀/Jave (=aσ₀/Jave) が増加すると J/Jssy は 1 に漸近し、破壊靭性値の試験片寸法依存性は 無視できる。Bσ₀/Jave (=aσ₀/Jave) ≥ 200 なら J/Jssy≦1.1となる。
- (2) いっぽう、Fig. 3 の Jave/(Jave)SSY は Fig.2 の J/JSSY より小さく、Jave/(Jave)SSY=1 となる横軸の値も Fig.2 よりかなり小さくなる。具体的には、n=20 の場合、Jave/(Jave)SSY=1.1 で BG0/Jave(=bG0/Jave)= 125、Jave/(Jave)SSY=1.2 で BG0/Jave=90 となる。CT と SENB の違いはあるが、この値は Table 1 の n=20 の M_{1.1}、M_{1.2}の 71%と 78%に当たる。
- (3) Fig. 2 と Fig. 3 の差異は荷重 荷重線変位から 求めた Jave と試験片厚中央での J の違いによる。 Jave と試験片厚中央の J の比, Jave/Jcenter と Boo/Jave 又は B/(K_J/o₀)² の関係を Fig.4 に示す。Fig.4 の



Fig.2 Effects of specimen size and deformation on (J/J_{SSY}) at the midplane of standard CT specimens¹¹)



Fig.3 Effects of specimen size and deformation on J_{ave}/(J_{ave})_{SSY} of standard CT specimens¹¹⁾



Fig.4 Effects of specimen size and deformation on J_{ave}/J_{center}^{11} (J_{center} : J on the midplane)

Jave/Jcenter は、小規模降伏・平面歪状態では約 0.85 で、 $B/(K_J/\sigma_0)^2$ の低下とともに減少する。その減少 度合は $B/(K_J/\sigma_0)^2 = 1$ を境に大きくなる。これは $B/(K_J/\sigma_0)^2 < 1$ で塑性拘束の緩和度合が大きくなる ためと考えられる。なお、 K_J は式(2)を介してJからKに換算した値であり、筆者¹¹⁾の3次元数値 解析によると、 $B, a, b / (K_J / \sigma_0)^2 \ge 1$ では小規模降伏 状態と見做せる。

先に示したように、試験片が小さくなり塑性 拘束が緩和すると、破壊支配域の主応力コンター の面積を等しくするには小規模降伏状態よりJ値 を大きくする必要がある。いっぽう、塑性拘束の 緩和により、荷重 - 荷重線変位から求めたJave は 試験片厚中央のJ値に比べて大きく低下する。

後者の影響により3次元解析の試験片寸法要件 が2次元解析のそれより緩くなると考えられる。 その結果として、小形試験片の使用が可能になる。

後者は、4 章の前段で述べた、へき開破壊に対 する塑性拘束緩和の基本的な考えとは逆の挙動で あり、寸法要件の妥当性の解釈を複雑にしている。

4.2.2 ワイブル応力を応力指標とした解析結果

Ruggieri ら¹⁰は先に示した Nevalainen と Dodds,Jr. ⁷⁾と同様な解析を、Weibull 応力, σ_w を用いて実施し ている。評価手法の模式図を **Fig.5** に示す。 σ_w の 限界無次元量, $(\sigma_w/\sigma_0)_c$ が等しくなる、BLM を用い て求めた小規模降伏の K_{Jc} と 3 次元弾塑性解析の シャルピサイズ 3 点曲げ試験片(B=W=10mm, a/W =0.5)の K_{Jc} を比較すると、塑性拘束緩和が生じた 3 点曲げ試験片の K_{Jc} の方が大きくなる。解析結果 の一例を **Fig.6** に示す。Fig.6 の J₀は小規模降伏の J 値、J_{avg}はシャルピサイズ 3 点曲げ試験片の数値 解析において領域積分手法により得られるJ 値で、 板厚方向の平均値を示し、実験の荷重-荷重線変位 線図から求められるJ 値に相当する¹⁰)。なお、横 軸の J_{avg}(bo₀)は Table 1 のM 値の逆数に相当する。

後述のように、 歪硬化指数 n と降伏応力 σ₀ の間 には正の相関が成り立つので、 n=10 の場合 E/σ₀=500、n=20では E/σ₀=300 として解析している。

Fig.6 から以下のことが言える。

 J_{avg}/(bo₀)が小さい場合、すなわち小規模降伏 状態では J_{avg}=J₀ であるが、J_{avg}/(bo₀)が大きくな るに伴い J_{avg} は J₀ より大きくなる。その程度は、 限界 o_wのワイブル分布の形状母数, m が小さ







Fig.6 $J_0/(b\sigma_0)$ vs $J_{avg}/(b\sigma_0)$, obtained from 3-D numerical analysis for a Charpy size single edge notched bend specimen with a/W=0.5, W=B=10mm¹⁰

いほど、また、n=10より n=20 の方が著しい。 n の影響は、Table 1 と同じ傾向である。

(2) J_{avg}=1.2J₀、すなわち 20%の誤差 (K 値に変換 すると 10%)を許容すると、n=10 の Fig.6(a)で は m=24 の場合 M(=bo₀/J_{avg})=55、m=16 の場合 M=100 となる。いっぽう、n=20 の Fig.6(b)で は m によらず M≒100 となる。 (3) J_{avg}=1.2J₀に対する M は Table 1 の M_{1.2}に該当 する。(2)に示した Ruggieri ら¹⁰⁾の m=24 の 結果は、Table 1 の Nevalainen と Dodds,Jr.⁷⁾の 結果に近い。

4.2.3 試験片寸法要件に及ぼす歪硬化指数 n の 影響

ASTM E 1921 では、小形試験片を用いる場合、 以下の括弧書きの文章が注意事項として記されて おり、これに類する記述が繰返し示されている。

「試験片寸法と材料の流動特性に比べて破壊靭 性が高い場合、式(7)の寸法要件を満たしても過度 の塑性流動によって引き起こされる拘束の損失に より、き裂前縁の応力-歪場を一意的に説明できな いことがある。この状態は、歪硬化が低い材料 (n が大きい材料)で起こる可能性がある。これが 起こると、データの組の最大の K_{Jc} 値により、 T_0 温度が、より高い拘束の試験片を用いて得られる T_0 よりも低くなる可能性がある。」

先に示した Table 1 や Fig.6 では、n が大きく なり塑性流動が大きくなると、M (= $b\sigma_0/(J_{ave} \text{ or } J_{avg})$) の値は増加し、試験片寸法要件が厳しくなる。 この結果は上記の注意事項と整合している。

n と降伏応力 σ₀の間に正の相関が成り立つこと が知られている^{9,14)-10}。その一例を**Fig. 7**⁹に示す。



Fig.7 Hardening exponent vs yield strength of steels⁹⁾

Fig. 7によると σ_0 =400MPaではn=5、 σ_0 =600 MPaではn=10、n=20では σ_0 =900MPaを超える。 いっぽう、Fig.6において E=206GPa とすると、n=10 の場合 σ_0 =412MPa、n=20 の場合 σ_0 =687MPa と なる。 Ruggieri ら¹⁰は、中強度の圧力容器用鋼に 対して歪硬化指数として n=10 を用いている。

鋼材は脆化すると σ₀が上昇し、n も増加する。 焼戻し脆化を受けた使用済み Cr-Mo-V タービン ロータの 120℃での真応力-真歪線図を Fig. 8¹¹に 示す。σ₀=604MPa、n=10~20 となっている。



of temper embrittled Cr-Mo-V steel¹¹⁾

脆性破壊が実用上問題となるのは、使用中脆化
 が起きた場合である。Nevalainen と Dodds,Jr. ⁷は、
 Table 1 を基に n=5~10 の高~中硬化の材料に対し
 て式(9)を提案したが、使用中脆化を考慮すると
 n=10~20 に対する試験片寸法要件、すなわち、
 少なくとも M=100 は必要ではないかと思われる。

4.2.4 To 温度に着目した塑性拘束緩和の影響

Ruggieri ら¹⁰⁾は、シャルピサイズ3点曲げ試験 片を対象に、塑性拘束緩和による T_0 (K_{Jc(med)}=100 MPa \sqrt{m} となる試験温度,T)の移行量, ΔT_0 について も検討している。その手順の詳細は文献10)を見て いただくこととし、ここでは簡単に述べる。

- まず、材料定数であるnとE/σ₀及びK_{Jc}の累積 破壊確率, P_fの尺度母数K₀を定める。K₀は P_f=63.2%のK_{Jc}に当たる。
- モンテカルロ計算を実施して、以下の①~⑤
 の手順で一組のK_{Jc}のデータを生成する。
- K_{Jc}の累積破壊確率, P_fにおいて、0~1 で乱数 を発成する。その値を用いて②の計算を行う。
- 小規模降伏状態の K_{Jc} を、まえがきに示した、 3 母数ワイブル分布の P_fの式を介して求める。

7

- Fig.5 に示す手法で弾塑性状態のシャルピサイズ3点曲げ試験片のK_{Jc}を求める。
- ④ ③の値が K_{Jc(limit})を超えていないか判定し、超 えていたら検閲データに置き換える。
- 有効 K_{Jc} が 6 個得られるまで、①~④を繰返す。
- まえがきに示した K_{Jc}の試験片厚依存性の式 を用いて、シャルピサイズ 3 点曲げ試験片の K_{Jc}を 1T サイズの K_{Jc,1T} に換算する。
- シャルピサイズ3点曲げ試験片のK_{Jc,IT}データの組に対して ASTM E1921 に載っている式を 適用し、K₀を計算する。
- 小規模降伏及びシャルピサイズ 3 点曲げ試験 片の K₀を用い、ASTM E1921 の手法に準じて、 それぞれの K_{Jc,IT} の中間値, K_{Jc(med)} と T-T₀ を 計算する。
- 6) 上記の一連の計算を繰返す(例えば10,000回)。
- 7) 繰返し計算の平均として得られる、小規模 降伏およびシャルピサイズ 3 点曲げ試験片 それぞれのT-T₀を求め、その差がΔT₀となる。 後者のT₀は前者のT₀より低くなる。
- 8) 50~100MPa√m の範囲内で K₀を変えて 2)~7) を実行する。
- 9) nと E/oo を変えて 1)~8)を実行する。

Ruggieri ら¹⁰⁾の解析結果の一例として、n=10、 E/ σ_0 =500及び n=20、E/ σ_0 =300の計算結果を Fig. 9 に示す。Fig. 9の K₀は上記の 1)で定めた小規模 降伏の値であり、シャルピサイズ 3 点曲げ試験片 の K₀はそれより大きくなる^{*5}。

Fig.9から以下のことが言える。

- 限界 σ_wの形状母数, m が小さいほど、また、 K₀が大きくなるほど ΔT₀は増加する。
- (2) n=10、E/σ₀=500 の場合、K₀=100MPa√m では ΔT₀=14.5~24℃となる。
- (3) n=20、E/σ₀=300の場合、mの影響はほとんど
 見られず、K₀=100MPa√mでΔT₀≒10℃となる。



 $\begin{array}{l} \mbox{Fig.9}\,\Delta T_0 \mbox{ vs } K_0 \mbox{ for a Charpy size single edge notched} \\ \mbox{ bend specimen, obtained from numerical} \\ \mbox{ simulation using Monte Carlo procedure}^{10)} \end{array}$

 (4) 上述のように、ΔT₀ に関しては n=20 の方が n=10 の場合より塑性拘束緩和の影響が小さい。 これは、Fig.6 の結果と定性的にも逆になる。 その原因は n=20 の場合は n=10 の場合より 降伏応力 σ₀ が大きく、塑性拘束緩和が生じ 始める K 値が大きくなるためと Ruggieri ら¹⁰⁾ は説明している (Fig. 9 参照)。

以上から、 T_0 に着目すれば、n=20 のような 低硬化材料の塑性拘束緩和の影響を過度に心配す る必要はないように思われる。ASTM E 1921 では、 シャルピサイズ 3 点曲げ試験片のような小形試験 片の場合、 $T_0(T_{0,LSY})$ より低温側、すなわち T<T $_{0,LSY}$ で試験することが推奨されている。下欄の*5 で

*5 $K_{Jc(med)}$ と K_0 の間には $K_{Jc(med)}=20+(K_0 - 20)(\ln 2)^{1/4}$ の関係が成り立つので $K_0=100MPa\sqrt{m}$ の場合、 $K_{Jc(med)}=93MPa\sqrt{m}$ となる。前書きに示した $K_{Jc(med)}$ の温度依存性の式を用いると $K_{Jc(med)}=93MPa\sqrt{m}$ では T-T₀= - 5.5℃となる。したがって、 $K_0=100MPa\sqrt{m}$ での ΔT_0 が 5.5℃なら、シャルピサイズ 3 点曲げ試験 片の T₀(T₀,Lsy)と試験温度 T は一致し、 $\Delta T_0>5.5$ ℃では T-T₀,Lsy>0℃($\Delta T_0=24$ ℃では T-T₀,Lsy=18.5℃)となる。 示した計算を $K_0 < 100 MPa \sqrt{m}$ についても行えば $T < T_{0,LSY}$ となる K_0 を求めることができる。例えば、 n=10, $E/\sigma_0 = 500$ の Fig.9(a)の m=16 の場合 $K_0 < 84$ MPa \sqrt{m} , m=24 では $K_0 < 90 MPa \sqrt{m}$ となる。なお、 前者は $\Delta T_0 < 20^{\circ}$ 、後者は $\Delta T_0 < 13.5^{\circ}$ となる。

5. へき開破壊靭性に対する試験片寸法要件 の実験的検討

Odette ら¹⁷は、日本で開発された原子炉圧力容 器用鋼である IEA F82H の破壊靭性データベース を基に、ASTM E1921 の T₀ 温度に及ぼす M 値 (=b₀σ_{ys}/J_c)の影響を調べている。M>M_{lim}のデータを 用いて求めた T₀ と M_{lim}の関係を Fig. 10 に示す。



 $\label{eq:stable} \begin{array}{l} Fig.10 \ ASTM \ E1921 \ multiple \ temperature \ analysis \ T_0 \\ versus \ M_{lim} \ for \ the \ IEA \ F82H \ database^{17)} \end{array}$

彼ら¹⁷は、Fig. 10から以下の結果を導いている。 $M_{lim} \ge 200$ では $T_o = -98.5 \pm 5$ Cとなるが、 M_{lim} が 200より減少すると Toは低下し、ASTM E1921の $M_{lim}=30$ では約 20 C低い非安全側の推定になる。 これを許容範囲内とみるか否かは、安全性評価の 考え方によって異なってくるものと思われる。

三浦ら¹⁸⁾は、B=4mm, W=8mmの超小型CT試験 片であるminiature CTを用いたJ。試験法を開発し、 To温度を求めている。同時に、4TCT (B=100mm)、 2TCT、1TCT、0.4TCT 試験片を用いた To 温度も 調べ、比較している。対象材料は、国産の原子炉 圧力容器用鋼である SFVQ1A および SQV2A で、 後者は2種類の熱処理を実施している。その結果、 B=100 mm の4TCTからB=4 mm のminiature CT までT₀温度は良好に一致しており、平均値からの 最大の偏差は、SFVQ1A、SQV2A(t-ト1)および SQV2A(t-ト2)で、それぞれ4.8°C、4.5°C、10.5°C で ある。彼ら¹⁸⁾は、本研究で対象とした材料につい ては,miniature CT を用いても標準 CT 試験片を 用いた場合と同等のT₀を評価することができると 結んでいる。なお、この試験では、Odette ら¹⁷⁾の 結果と異なり、3 鋼種ともminiature CT の T₀ は 4TCT の T₀より高温側 (安全側)になっており、先 の数値解析結果とも傾向を異にしている。

6. ASTM E1921 及び E1820 の試験片寸法 要件の妥当性の検討

面内寸法に依存しない、へき開破壊靭性値を求 めるための試験片寸法要件を系統的に調べた実験 は4章の数値解析ほど多くはない。また、実験 では、純粋に塑性拘束の影響だけを取り出すのは 難しい。したがって、本章では、4章の数値解析 結果を基に、塑性拘束の観点からASTM E1921及 び E1820 の寸法要件の妥当性について検討する。

6.1 ASTM E1921 の寸法要件 b₀≥30J₀/σ_{ys}

4.2.4 に示したように、Ruggieri ら¹⁰⁾によれば、 ASTM E1921 の寸法要件, $b_0 \ge 30 J_c/\sigma_{ys} を満足し、K_0 \le 100^{\circ}C$ の条件下では、シャルピサイズ3点曲げ試 験片の T₀ は、低硬化材を含めても小規模降伏の T₀と比べて最大で24^oC低温側(非安全側)の誤差 に収まる。先に示したようにASTM E 1921 では、 シャルピサイズ3点曲げ試験片のような小形試験 片の場合、T₀(T₀,Lsy)より低温側、すなわち T<T₀,Lsy で試験することが推奨されている。T<T₀,Lsy なる K₀ と Δ T₀ を n=10, E/ σ ₀=500 の Fig.9(a) の m=20 について求めると K₀<87MPa√m、 Δ T₀<17^oCとなる。 なお、1TCT 以上の試験片を用いる場合、塑性拘束 緩和の影響は小さいと思われる。

6.2 ASTM E1820 の寸法要件 B, b₀≥100J₀/σ_Y

ASTM E1820の寸法要件を Table 1 や Fig. 6 の M

値と比較する。式(6)の ASTM E1820 の寸法要件を Table 1 の M 値で表すと M=100 σ_{ys}/σ_{Y} となる。 σ_{ys}/σ_{Y} は、降伏比(σ_{ys}/σ_{B})=0.6 の場合 0.75、 σ_{ys}/σ_{B} =0.9 では 0.95 となる。一般に、 σ_{ys} が大きくなると降伏比も 大きくなる。また、Fig. 7 に示したように、歪硬化 が低くなる、すなわち n が大きくなると σ_{ys} も大き くなる。故に、n が大きくなると σ_{ys}/σ_{Y} は 1 に近づ くと考えられる。それでも、n=20 の場合、ASTM E1820 の寸法要件は、Table. 1 の M=115 や Fig.6 (b) の M=100 に比べて非安全側となる。ただし、その 差は小さい。

7. むすび

ASTM E1921 では、次式を満足する弾塑性へき 開破壊靭性値, J。は面内寸法に依存しない、すなわ ち小規模降伏での値と等価と見做せる。

 $b_0 \ge M J_c / \sigma_{ys}$

ここで、M=30、b₀:初期リガメント長さ、σ_{ys}: 試験温度での降伏応力である。

本報では、上記の ASTM E1921 の試験片寸法 要件の根拠と妥当性を、公表文献を基に検討した。

へき開破壊は応力支配形の破壊¹²⁾である。破壊 支配域での応力が限界値に達するとへき開破壊が 発生するとの概念に基づいた、2次元及び3次元 弾塑性数値解析の結果を数例^{5)-7),10),11)}紹介した。 これらの文献の結果から以下のことが言える。

(1) 試験片が小さくあるいは変形が大きくなると

- 塑性拘束が緩和され、破壊支配域での応力が 限界値に達するときのJ値は大きくなる。
- (2) ASTM E1921 の試験片寸法要件(M=30)は実験 結果に基づき定められたものである¹⁰⁾が、 Nevalainen と Dodds,Jr.⁷⁾の 3 次元弾塑性数値解 析から得られた試験片寸法要件(M=25~50)と もほぼ一致する。ただし、この数値解析結果 は歪硬化指数 n が 5~10 の高~中硬化の材料 に対して提案されたものである。
- (3) 使用中脆化を受けた材料は高強度、低硬化に なる。主応力コンターをへき開破壊に対する 応力指標とする Nevalainen と Dodds, Jr. ⁷⁾の解析 結果 (Table 1)によれば、n=20 の低硬化の材料

の場合、K 値で 10% (J 値で 20%)の誤差 (非安 全側)を許容するとしても M=115 となる。 Weibull応力, σ_wを応力指標とした Ruggeri ら¹⁰⁾ の 3 次元弾塑性数値解析結果では、J 値で 20% の誤差を許容するとして n=20 の場合 M=100 となる(Fig.6(b))。

- (4) ASTM E1820 の寸法要件を M を用いた式で 表すと M=100σ_{ys}/σ_Y となる。歪硬化が低くなる、 すなわち n が大きくなると σ_{ys}が増加し降伏比 が大きくなる。その結果、σ_{ys}/σ_Y (σ_Y:有効降伏 応力)は1に近づくと考えられる。それでも、 n=20の場合、ASTM E1820の寸法要件は、(3) に示した解析結果に比べて非安全側となる。 ただし、その差は小さい。
- (5) シャルピサイズ 3 点曲げ試験片を対象に、T₀ 温度に及ぼす塑性拘束緩和の影響を検討した Ruggeri ら ¹⁰⁾の 3 次元弾塑性解析結果では、小 規模降伏状態より低温側(非安全側)になるが、 M=30 の寸法要件を満足しK₀ \leq 100[°]Cの条件下 では最大で24[°]Cの誤差で収まる(Fig.9)。また、 K₀ \leq 100[°]Cの場合、T₀の誤差は n=20 の方が n=10 より小さくなる。これは、n=20 の方が n=10 よりゆだ応力が高くなり、塑性拘束緩和 を生じ始める K 値が大きくなるためと説明さ れている。なお、上記の K₀ は小規模降伏の K_{Jc}の尺度母数であり、シャルピサイズ3 点曲 げ試験片の K₀はそれより大きくなる。
- (6) ASTM E 1921 では、シャルピサイズ3 点曲げ 試験片のような小形試験片の場合、T₀ (T₀,LSY) より低温側、すなわち T<T₀,LSY で試験する ことが推奨されている。T<T₀,LSY となる K₀ と ΔT₀ を n=10, E/σ₀=500 の Fig.9(a)の m=20 (m: 限界 σ_wのワイブル分布の形状母数) について 求めると、K₀<87MPa√m、ΔT₀<17℃となる。</p>
- (7) 3 次元弾塑性解析から導出された試験片寸法 要件,式(9)の方が 2 次元弾塑性解析から導出 された式(8)より緩くなる主要因は、塑性拘束 緩和が生じると試験片厚中央の J 値に比べて 荷重 - 荷重線変位から得られる J 値が大きく 低下することにあると思われる (Fig. 4)。これ

は、(1)に示した、へき開破壊に対する塑性 拘束緩和の基本的な考えとは逆の挙動であり、 寸法要件の妥当性の解釈を複雑にしている。

(8) T₀ 温度に及ぼす試験片寸法の影響を調べた実 験として、Odette ら¹⁷⁾および三浦ら¹⁸⁾の結果 を示した。Odette らは、日本で開発された原 子炉圧力用容器用鋼である IEA F82H の破壊 靭性データベースを基に、ToとM値の関係を 求めた。面内寸法に依存しない T₀を得るため には M≥200 が必要で、M≥30 のデータから 求めた T₀は M≧200 の T₀より約 20℃低温側 (非安全側)になる。いっぽう、三浦ら18)は、国 産の原子炉圧力容器用鋼である SFVQ1A 及び SQV2A を対象に、B=4mm, W=8mm の超小型 CT 試験片である miniature CT を用いて T₀ 温度 を求めた。同時に 4TCT (B=100mm)、2TCT、 1TCT、0.4TCT 試験片を用いて T₀を調べ、 比較した。その結果、4TCT から miniature CT まで T₀ 温度は良好に一致しており、平均値 からの最大の偏差は 10.5℃以内に収まる。 なお、この試験では、Odette ら¹⁷⁾の結果と 異なり、3 鋼種とも miniature CT の T₀は 4TCT より高温側 (安全側)になる。これは、先に 示した数値解析結果とも傾向を異にする。

参考文献

- Shimizu-tech Technical Report No.9; "鉄鋼材料の へき開破壊靱性試験(2) - ASTM E1921(マスタ ーカーブ法) - ", 2025.
- ASTM E 1921-23b; "Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T₀, for Ferritic Steels in the Transition Range", 2023.
- Shimizu-tech Technical Report No.8; "鉄鋼材料の へき開破壊靭性試験(1) - へき開破壊靭性試験 の歴史 - ", 2024.
- Shimizu-tech Technical Report No.6; "ASTM E1820 による J_{lc} 試験(その1) 弾塑性平面歪破 壊靭性値 J_{lc}の求め方 ", 2023.
- Anderson, T.L. and Dodds, Jr., R.H.; "Specimen Size Requirements for Fracture Toughness Testing in the Transition Region", J. of Testing and Evaluation, Vol.19, No.2, pp.123-134 (1991).

- 6) Dodds, Jr., R.H, Anderson, T.L. and Kirk M.T.; "A framework to correlate a/W ratio effects on elastic-plastic fracture toughness", International Journal of Fracture, Vol.48, pp.1-22 (1991).
- Nevalainen, M. and Dodds, Jr., R.H.; "Numerical investigation of 3-D constraint effects on brittle fracture in SE(B) and C(T) specimens", Int. J. of Fracture, Vol.74, pp.131-161 (1995).
- 南二三吉, C.Ruggieri, 大畑充, 豊田政男; "ロー カルアプローチの適用によるぜい性破壊発生 限界に及ぼす試験片形状・寸法の影響の評価", 材料, Vol.45, No.5, pp. 544-551 (1996).
- 9) 田川哲哉, C.E. Chaves, 楊宏凱, 吉成仁志, 宮田 隆司; "破壊靭性試験における試験片寸法の 標準化に関する考察", 日本造船学会論文集、 第186号, pp. 485-497 (1999).
- 10)Ruggeri, C., Dodds, Jr., R.H, and Wallin, K.; "Constraint Effects on Reference Temperature, T₀, for Ferritic Steels in the Transition Region," Engineering Fracture Mechanics, Vol.60, No1, pp. 19-36 (1998).
- 木内晃,石原健一,清水洋志;"へき開破壊に 対する K_lc試験の合否判定基準に関する数値解 析的検討",圧力技術,第 52 巻,第 5 号, pp.255-265,(2014).
- 12)例えば、宮田隆司、"破壊様式の遷移を伴う低中 強度鋼のじん性評価"、日本機械学会論文集(A 編)、Vol.48、No.426、pp.125-131、(1982).
- 13)Beremin, F.M.; "A local criterion for cleavage fracture of a nuclear pressure vessel steel", Metall. Trans. A. 14A. pp.2277-2287 (1983).
- 14)萩原行人; "隅肉溶接トウ部の表面切欠からの 脆性破壊発生特性評価",日本造船学会論文集, Vol.157, pp.333-342(1985).
- 15)Wallin, K.; "Fracture toughness transition curve shape for ferritic structural steels", Joint FEFG/ICF International Conference on Fracture of Engineering Materials and Structures, pp.83-88, (1991).
- 16)豊貞雅宏,後藤浩二;"任意負荷速度下における 破壊靱性値推定法について",日本造船学会 論文集,Vol.172, pp.663-673(1992).
- 17)Odette, G.R. Yamamoto T., Kishimoto H., Sokolv M., Spatig P., Yang W.J., Rensman J.W. and Lucus G.E.; "A master curve analysis of F82H using statistical and constraint loss size adjustments of small specimen data", Journal of Nuclear Materials, 329-333, pp.1243-1247(2004).
- 18)三浦直樹、曾根田直樹; "超小型試験片を用いた マスターカーブ破壊靭性評価",日本機械学会 論文集(A 編), Vol.77, No.777, pp.680-684(2011).