Shimizu-tech Technical Report, No.10

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 -

株式会社 シミズテック 技術顧問 木内 晃 (Akira KIUCHI)

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。

(1) 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(P_f=63.2%の K_{Jc})である。
- (3) K_{Ic} の試験片厚(B)依存性は確率問題として整理でき、<u>鋼種、温度によらず次式で評価できる</u>。

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

 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, $\underline{K_{Jc(med)}}$ の温度(\underline{T})依存性は鋼種によらず参照温度, \underline{T} 0 を用いて次式で表される。

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

(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。

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、 $E: ヤング率、<math>b_0: \overline{\partial}$ 初期リガメント長さ (=W- a_0)、 $W: 武験片幅、<math>a_0: \overline{\partial}$ 初期き裂長さ、 $\sigma_{ys}: \overline{\partial}$ 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、 $K_{Jc} = 100$ MPa \sqrt{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、 $1T(B=B_{IT})$ 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 靭性値, 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)

$$J_{c(limit)} = b_0 \sigma_{ys} / 30 \tag{3}$$

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。

Jcを求めるための破壊靭性試験である Jc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,
$$b_0 \ge 200 \text{ J}_c/\sigma_Y$$
 (4)

$$\Delta a_p < 0.2 \text{mm} + J_c/(Q\sigma_Y)$$
 (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,
$$b_0 \ge 100 \text{ J}_c/\sigma_Y$$
 (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_c 試験の 寸法要件と比べて、降伏比($=\sigma_{yy}/\sigma_B$)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_{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 4δ (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, σ_w 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。

$$\sigma_{\mathbf{w}} = \{ \int \sigma^{\mathbf{m}} d\mathbf{V} / \mathbf{V}_0 \}^{1/\mathbf{m}}$$

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 $10\sim30$ 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 σ の結果を Fig.1 に示す。

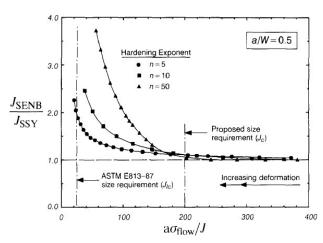


Fig.1 J_{SENB}/J_{SSY} vs aσ_{flow}/J, obtained from 2-D numerical analysis for a single edge notched bend specimen ⁶⁾

 J_{SENB} は J_{SSY} より大きいが、 $a\sigma_{flow}/J$ 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. $^{\eta}$ 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 $b\sigma_0/J_{ave}$ 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、 σ_0 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(g)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。彼らっによると、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

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 $a/W=0.5^{7)}$

	SE(B), $a/W = 0.5$								
	n=5			n=10			n=20		
-	M _{1.0}	M _{1.1}	M _{1.2}	M _{1.0}	M _{1.1}	M _{1.2}	M _{1.0}	M _{1.1}	M _{1.2}
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

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、 σ =k(ε_{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 1 10 1 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 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 σ Notes σ J_{FB} は J_{SENB} 、 J_{0} 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 $B\sigma_0/J_{ave}$ 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 $J_{ave}/(J_{ave})_{SSY}$ は Fig.2 の J/J_{SSY} より小さく、 $J_{ave}/(J_{ave})_{SSY}$ =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、 $J_{ave}/(J_{ave})_{SSY}$ =1.1 で $B\sigma_0/J_{ave}$ (= $b\sigma_0/J_{ave}$)= 125、 $J_{ave}/(J_{ave})_{SSY}$ =1.2 で $B\sigma_0/J_{ave}$ =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 Bσ₀/Jave 又は B/(K_J/σ₀)² の関係を Fig.4 に示す。Fig.4 の

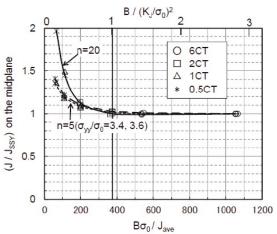


Fig.2 Effects of specimen size and deformation on (J/J_{SSY}) at the midplane of standard CT specimens¹¹⁾

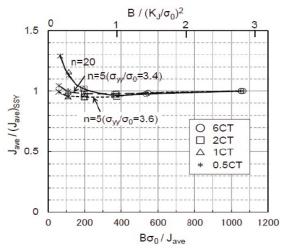


Fig.3 Effects of specimen size and deformation on J_{ave}/(J_{ave})_{SSY} of standard CT specimens¹¹⁾

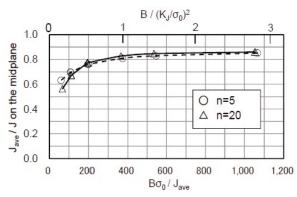


Fig.4 Effects of specimen size and deformation on J_{ave}/J_{center}^{11} (J_{center} : J on the midplane)

 $J_{\text{ave}}/J_{\text{center}}$ は、小規模降伏・平面歪状態では約 0.85 で、 $B/(K_{\text{J}}/\sigma_0)^2$ の低下とともに減少する。その減少 度合は $B/(K_{\text{J}}/\sigma_0)^2 \stackrel{.}{=} 1$ を境に大きくなる。これは $B/(K_{\text{J}}/\sigma_0)^2 \stackrel{.}{<} 1$ 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 7 に示す。 7 に示す。 7 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 7 7 点曲げ試験片(7 $^{$

後述のように、歪硬化指数 n と降伏応力 σ_0 の間には正の相関が成り立つので、n=10 の場合 $E/\sigma_0=500$ 、n=20 では $E/\sigma_0=300$ として解析している。 Fig.6 から以下のことが言える。

(1) $J_{avg}/(b\sigma_0)$ が小さい場合、すなわち小規模降伏 状態では $J_{avg}=J_0$ であるが、 $J_{avg}/(b\sigma_0)$ が大きくな るに伴い J_{avg} は J_0 より大きくなる。その程度は、 限界 σ_w のワイブル分布の形状母数、m が小さ

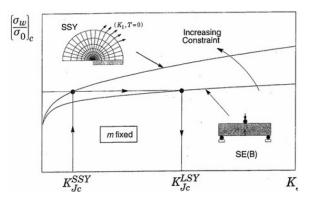
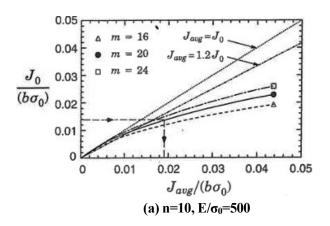


Fig.5 Scaling methodology employed to correct fracture toughness across different specimens¹⁰⁾



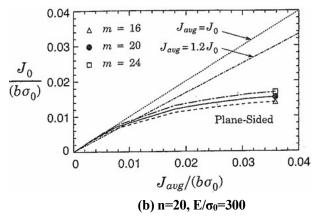


Fig.6 $J_0/(b\sigma_0)$ vs $J_{avg}/(b\sigma_0)$, obtained from 3-D numerical analysis for a Charpy size single edge notched bend specimen with a/W=0.5, W=B=10mm $^{10)}$

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} =1.2 J_0 、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 $M(=b\sigma_0/J_{avg})$ =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} 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 σ_0 の間に正の相関が成り立つことが知られている $^{9,14)\cdot10}$ 。その一例を **Fig. 7** 9 に示す。

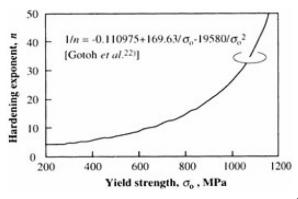


Fig.7 Hardening exponent vs yield strength of steels⁹⁾

Fig. 7によると σ₀=400MPa では n=5、σ₀=600 MPa では n=10、n=20 では σ₀=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 σ₀=412MPa、n=20 の場合 σ₀=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 σ_0 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° Cでの真応力-真歪線図を **Fig. 8**¹¹⁾に 示す。 σ_0 =604MPa、n=10 \sim 20 となっている。

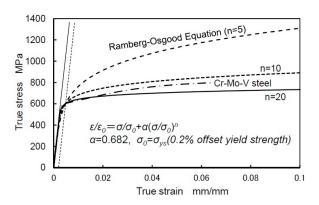


Fig.8 True stress vs true strain curve at 120°C of temper embrittled Cr-Mo-V steel ¹¹⁾

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 $n=5\sim10$ の高 \sim 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 $n=10\sim20$ 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 T₀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。

- 1) まず、材料定数であるnと E/σ_0 及び K_{Jc} の累積破壊確率, P_f の尺度母数 K_0 を定める。 K_0 は P_f =63.2%の K_{Jc} に当たる。
- 2) モンテカルロ計算を実施して、以下の \mathbb{I} ~ \mathbb{S} の手順で一組の K_{Jc} のデータを生成する。
- ① K_{Jc} の累積破壊確率, P_f において、 $0\sim1$ で乱数を発成する。その値を用いて2の計算を行う。
- ② 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。

- ③ 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。
- ⑤ 有効 K_{Jc} が 6 個得られるまで、①~④を繰返す。
- 3) 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。
- 4) シャルピサイズ3点曲げ試験片の $K_{Jc,1T}$ データの組に対してASTM E1921 に載っている式を適用し、 K_0 を計算する。
- 5) 小規模降伏及びシャルピサイズ 3 点曲げ試験 片の K_0 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 $T-T_0$ 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 $T-T_0$ を求め、その差が ΔT_0 となる。 後者の T_0 は前者の T_0 より低くなる。
- 50~100MPa√m の範囲内で K₀を変えて 2)~7) を実行する。
- 9) n と E/o₀ 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/o₀=500 及び n=20、E/o₀=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。

- (1) 限界 σ_w の形状母数, m が小さいほど、また、 K_0 が大きくなるほど ΔT_0 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、 $E/\sigma_0=300$ の場合、m の影響はほとんど 見られず、 $K_0=100MPa\sqrt{m}$ で $\Delta T_0 = 10$ となる。

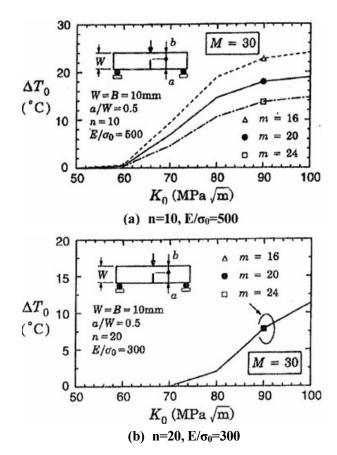


Fig.9 ΔT₀ vs K₀ for a Charpy size single edge notched bend specimen, obtained from numerical simulation using Monte Carlo procedure ¹⁰⁾

(4) 上述のように、 ΔT_0 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 σ_0 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)。

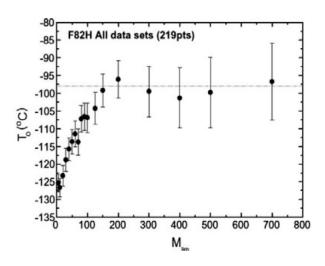
以上から、 T_0 に着目すれば、n=20 のような低硬化材料の塑性拘束緩和の影響を過度に心配する必要はないように思われる。ASTME 1921 では、シャルピサイズ 3 点曲げ試験片のような小形試験片の場合、 $T_0(T_{0,LSY})$ より低温側、すなわち $T< T_{0,LSY}$ で試験することが推奨されている。下欄の*5 で

*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 $T-T_0$ = -5.5 $^{\circ}$ Cとなる。したがって、 K_0 =100MPa \sqrt{m} での ΔT_0 が 5.5 $^{\circ}$ Cなら、シャルピサイズ 3 点曲げ試験 片の T_0 (T_0 ,LSY)と試験温度 T は一致し、 ΔT_0 >5.5 $^{\circ}$ Cでは $T-T_0$,LSY>0 $^{\circ}$ C(ΔT_0 =24 $^{\circ}$ Cでは $T-T_0$,LSY=18.5 $^{\circ}$ C)となる。

示した計算を $K_0<100MPa \lor m$ 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 $K_0<84$ $MPa \lor m$ 、m=24 では $K_0<90MPa \lor m$ となる。なお、前者は $\Delta T_0<20$ $\mathbb C$ 、後者は $\Delta T_0<13.5$ $\mathbb C$ 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 T_0 温度に及ぼす M 値 (= $b_0\sigma_{ys}/J_c$)の影響を調べている。 $M>M_{lim}$ のデータを用いて求めた T_0 と M_{lim} の関係を Fig. 10 に示す。



 $Fig. 10 \ ASTM \ E1921 \ multiple \ temperature \ analysis \ T_0 \\ versus \ M_{lim} \ for \ the \ IEA \ F82H \ database^{17)}$

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 $T_o = -98.5 \pm 5$ $^{\circ}$ となるが、 M_{lim} が 200 より減少すると T_o は低下し、ASTM E1921 の $M_{lim} = 30$ では約 20 $^{\circ}$ 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、 T₀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 T₀ 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 m miniature CT まで T_0 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-1) および SQV2A(t-1)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、m miniature CT を用いても標準 CT 試験片を用いた場合と同等の T_0 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 お果と異なり、3 鋼種とも m miniature CT の T_0 は 4TCT の T_0 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≥30J。/oys

4.2.4 に示したように、Ruggieri ら $^{10)}$ によれば、ASTM E1921 の寸法要件, $b_0 \ge 30 J_0/\sigma_{ys}$ を満足し、 $K_0 \le 100$ $^{\circ}$ $^{\circ}$ $^{\circ}$ の条件下では、シャルピサイズ $^{\circ}$ 点曲げ試験片の $^{\circ}$ $^{\circ}$ $^{\circ}$ $^{\circ}$ $^{\circ}$ は、低硬化材を含めても小規模降伏の $^{\circ}$ $^{\circ}$ $^{\circ}$ と比べて最大で $^{\circ}$ $^{\circ}$

6.2 ASTM E1820 の寸法要件 B, b₀≥100J。/oγ

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 $M=100\sigma_{yy}/\sigma_Y$ となる。 σ_{yy}/σ_Y は、降伏比(σ_{yy}/σ_B)=0.6 の場合 0.75、 σ_{yy}/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_{yy}/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。

$b_0 \ge MJ_c/\sigma_{ys}$

ここで、M=30、 b_0 : 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

- (4) ASTM E1820 の寸法要件を M を用いた式で表すと M=100σ_{yy}/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、 T_0 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 $K_0 \le 100$ $^{\circ}$ の条件下では最大で $^{\circ}$ で以まる(Fig.9)。また、 $K_0 \le 100$ $^{\circ}$ の調差は n=20 の方が n=10 より小さくなる。これは、n=20 の方が n=10 より外さくなる。これは、n=20 の方が n=10 より降伏応力が高くなり、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 K_0 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 K_0 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、 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。 $T<T_{0,LSY}$ となる K_0 と ΔT_0 を n=10, $E/\sigma_0=500$ 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、 $K_0<87$ MPa \sqrt{m} 、 $\Delta T_0<17$ Cとなる。
- (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 To 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 T_0 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

- 1) Shimizu-tech Technical Report No.9; "鉄鋼材料のへき開破壊靭性試験(2) ASTM E1921(マスターカーブ法) ", 2025.
- 2) ASTM E 1921-23b; "Standard Test Method for Determination of Reference Temperature, T₀, for Ferritic Steels in the Transition Range", 2023.
- 3) 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.
- 4) Shimizu-tech Technical Report No.6; "ASTM E1820 による J_{Ic} 試験(その1) 弾塑性平面歪破壊靭性値 J_{Ic} 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).

- 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).
- 8) 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).
- 11)木内晃, 石原健一, 清水洋志; "へき開破壊に対する K_{Ic} 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).