

# 原子炉压力容器用鋼A508cl.3鋼の静的および動的弾塑性破壊靱性試験における試験片寸法の影響

杉浦 伸康\*・磯部 英二\*<sup>2</sup>・山本 勇\*<sup>3</sup>・小林 俊郎\*<sup>3</sup>

Effect of Specimen Size in Static and Dynamic Fracture Toughness Testing in Reactor Vessel Steel A508cl.3

Nobuyasu SUGIURA, Eiji ISOBE, Isamu YAMAMOTO and Toshiro KOBAYASHI

**Synopsis :** The fracture toughness must be evaluated under the dynamic loading condition, when the materials are used for structures which are desired to a higher safety and must be taken into account of the effect of dynamic loading. Moreover, in order to obtain the valid  $J_{IC}$  value, a criterion about both specimen thickness  $B$  and ligament width  $b_0$  must be satisfied, which is called as "valid condition" and is described in the following equation.

$$B, b_0 \geq \alpha \left( \frac{J_{in}}{\sigma_{fs}} \right), (\alpha = 25)$$

However, this equation is presented in the case of static loading and there is no assurance to be able to apply in the case of dynamic loading. Therefore, under static and dynamic loading conditions, the effects of both  $B$  and  $b_0$  on  $J_{in}$  value and the flow stress  $\sigma_{fs}$  are investigated and the valid conditions are discussed. The results are presented that the factor  $\alpha$  of the above equation is reduced as  $\alpha = 20$  about  $b_0$  and is increased as  $\alpha = 28$  about  $B$  under dynamic loading condition.

**Key words :** fracture toughness ; size effect ; valid condition ; instrumented Charpy impact test ; dynamic loading.

## 1. 緒言

破壊靱性値は、鉄鋼材料の場合、一般に負荷速度の上昇にともない低下する。したがって原子炉压力容器のように高度な安全性が要求される構造物あるいは動的な負荷が作用する構造物においては動的負荷条件下における破壊靱性を考慮する必要がある。そのため筆者らの一部は、簡便な動的破壊靱性評価法であるコンピュータ援用計装化シャルピー衝撃試験(CAI)システムを開発し、その有用性に関する報告を行ってきている<sup>1)~4)</sup>。そこで残る問題は、得られる値のvalid性であるといえる。

ASTM E813あるいはJSME S001では、き裂発生点までのJ積分値 $J_{in}$ を破壊靱性値 $J_{IC}$ とみなすために、(1)式の"valid基準"を規定している<sup>5)6)</sup>。

$$B, b_0 \geq \alpha \left( \frac{J_{in}}{\sigma_{fs}} \right) \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 $B$ は試験片厚、 $b_0$ は試験片幅 $W$ から予き裂長さ $a_0$ を差し引いたリガメント幅、 $\sigma_{fs}$ は流動応力、 $\alpha$ は定数であり、

三点曲げ試験片の場合 $\alpha = 25$ である。(1)式を満足しない場合、 $J_{in}$ 値は試験片寸法に依存して変化する。

一方、動的負荷の場合には、筆者らの一部がA533B鋼について(1)式の係数 $\alpha$ が $B$ に対して $\alpha = 75$ と厳しい条件が必要であるという結果を得ている<sup>4)</sup>。しかしながら、この場合は $W = B$ 型のシャルピー試験片を対象としており、 $B$ および $b_0$ の独立した影響を考慮していない。

そこで本研究では、まず $W$ すなわち $b_0$ を固定して $B$ を変化させた場合の影響について調査し、次にその結果を使用して $b_0$ を変化させた場合の影響について調査することで、動的負荷条件下のvalid基準を提案した。

## 2. 実験方法

### 2.1 供試材および試験片

供試材は原子炉压力容器用鋼ASTM A508cl.3鋼(板厚150mm)である。その化学組成および機械的性質をそれぞれTable 1および2に示す。試験片は $W$ および $B$ を種々変化させた三点曲げ試験片を使用した。その一覧をTable 3に

平成6年1月17日受付 平成6年5月13日受理 (Received on Jan. 17, 1994; Accepted on May 13, 1994)

\* 豊橋技術科学大学大学院生 (Graduate Student, Toyohashi University of Technology, 1-1 Hibarigaoka Tempaku-cho Toyohashi 441)

\* 2 豊橋技術科学大学大学院生 (現・住友重機械(株)) (Graduate Student, Toyohashi University of Technology, now Sumitomo Heavy Industries)

\* 3 豊橋技術科学大学 (Toyohashi University of Technology)

Table 1. Chemical composition of A508c1.3 steel. (mass%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	Cu	Al
0.17	0.26	1.46	0.003	0.001	0.76	0.14	0.51	0.002	0.01	0.017

Table 2. Mechanical properties of A508c1.3 steel.

Yield Strength $\sigma_y$ (MPa)	Tensile Strength $\sigma_b$ (MPa)	Elongation (%)	Reduction of Area (%)
451	571	24	73

Table 3. Specimen geometries and testing conditions.

(a)Static condition

Specimen Width (mm)	Specimen Thickness (mm)	Cross-head Speed (mm/min)	$d\epsilon/dt$ (1/sec)
40	20	0.4	$1.61 \times 10^{-4}$
20	3,5,10,15,20	0.2	
15	20	0.15	
10	20	0.1	
5	20	0.05	

(b)Dynamic condition

Specimen Width (mm)	Specimen Thickness (mm)	Impact Velocity (m/sec)	$d\epsilon/dt$ (1/sec)
20	20	5.01	$2.41 \times 10^2$
15	15	3.77	$2.42 \times 10^2$
10	3,5,10,15	3.73	$3.59 \times 10^2$
5	5	2.92	$5.63 \times 10^2$
1.5	1.5	1.01	$1.62 \times 10^2$

示す。スパン間隔SはW(=B)が1.5mmの1/6サイズシャルピー微小試験片(以下1/6試験片)ではS/W=8とし、他のすべての試験片についてS/W=4とした。なおこの1/6試験片は、経年劣化や照射モニター用として筆者らの一部が特別に開発し、使用しているものである<sup>7)</sup>。

すべての試験片について、疲労予き裂長さ $a_0$ が $a_0/W=0.6$ となるように疲労予き裂を導入した。1/6試験片では疲労予き裂導入時の荷重 $P_i$ が極端に小さくなるため、Fig. 1に示すような治具により試験片を固定し治具全体をリガメントとして疲労負荷を行った。

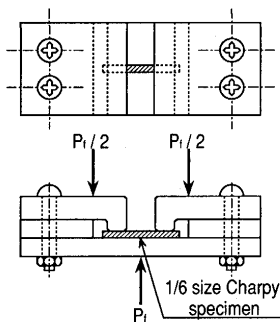


Fig. 1. Schematic illustration of the precracking apparatus.

## 2・2 静的および動的三点曲げ破壊靱性試験

静的試験はJSME S001に準拠し<sup>6)</sup>、容量98kNのインストロン型万能試験機を用いて室温にて行った。またき裂発生点の検出法としては直流電位差法を用いた<sup>6)</sup>。

負荷速度 $V_0$ は、(2)式<sup>8)</sup>で表される初期状態でのき裂先端の歪速度 $d\epsilon/dt$ が一定となるように設定した。

$$\frac{d\epsilon}{dt} = \frac{6 W Q V_0}{S^2} \dots\dots\dots (2)$$

ここでQは塑性応力集中係数で、 $Q=2.57$ とした<sup>8)</sup>。Table 3に各試験片についての負荷条件を示す。

動的試験は筆者らの一部が開発したCAIシステムにより行った。W(=B)が15mm以上、10mm、5mm以下の試験片についてそれぞれ容量490J、98J、14Jの計装化シャルピー衝撃試験機を用いて室温にて行った。き裂発生点の検出はコンプライアンス変化率法<sup>3)4)</sup>により行った。その検出精度は、過去に鉄鋼材料をはじめとする各種材料に関してストップブロック試験による複数試験片法と比較し、ほぼ鈍化打ち切り点に対応することを報告しており<sup>4)</sup>、静的試験に用いた直流電位差法と比較しても、検出法の相違に起因する $J_{in}$ 値の差は小さいものと考えられる。

衝撃速度 $V_0$ はハンマーの減速を初速度の20%以下とするため、W=B型の試験片について(3)式<sup>3)</sup>のエネルギ条件を満足するように決定した。

$$E_{app} \geq 3E_t \dots\dots\dots (3)$$

ここで $E_{app}$ は付加エネルギー、 $E_t$ は全吸収エネルギーである。Table 3に各試験片についての衝撃速度および(2)式により算出された $d\epsilon/dt$ を示す。ここでの $d\epsilon/dt$ は一定ではないが、本論文では静的負荷と動的負荷の単純な比較として取り扱った。

## 2・3 $J_{in}$ 値および $\sigma_{fs}$ の評価法

$J_{in}$ 値は荷重-変位曲線下の面積(吸収エネルギー) $E_1$ から算出するが<sup>3)</sup>、実際の試験で測定される(みかけの) $E_1'$ には試験機の弾性変形成分が含まれている<sup>2)4)</sup>。そのためCAIシステムでは、(4)式で表される弾性コンプライアンス補正を行っている<sup>2)4)</sup>。

$$E_1 \approx E_1' \frac{C_s}{C_t} \dots\dots\dots (4)$$

ここで $C_t$ は弾性線から測定される全コンプライアンスで、 $C_s$ は試験機のコンプライアンスである。ただし(4)式は、厳密には線形弾性域でしか成立しない<sup>2)4)</sup>。

現行の静的弾塑性破壊靱性試験の規格にしたがって弾性線から除荷線を推定すれば<sup>5)6)</sup>、 $E_1'$ の塑性成分(添え字(p)を付す)が(5)式のように表され、非線形な弾塑性変形に対しても適切な(6)式の関係が得られる。

$$E_{I(P1)} = E'_{I(P1)} \approx E'_I - \frac{1}{2} C_t P^2_{in} \dots\dots\dots (5)$$

$$E_I \approx E'_{I(P1)} + \frac{C_s}{C_t} E'_{I(e1)} \approx E'_I - \frac{1}{2} (C_t - C_s) P^2_{in} \dots\dots\dots (6)$$

ここで $P_{in}$ はき裂発生時の荷重である。しかし、本論文で扱う広範な試験片寸法および負荷条件に対して、実験的な $C_s$ の算出式<sup>2)4)</sup>の適用性に疑問があるため、(6)式に理論的な $C_s$ の算出式<sup>2)</sup>を用いることと等価である、現行の規格にしたがって(7)式<sup>5)6)</sup>により $J_{in}$ 値を算出した。

$$J_{in} = J_{in(e1)} + J_{in(P1)} = \frac{(1-\nu^2)K^2_{in}}{E} + \frac{2E_{I(P1)}}{Bb} \dots\dots\dots (7)$$

ここで $K_{in}$ はき裂発生時の応力拡大係数、 $\nu$ はポアソン比、 $E$ はヤング率であり、 $\nu=0.3$ 、 $E=200\text{GPa}$ とした。

また降伏荷重 $P_y$ および最大荷重 $P_m$ をServerにより提案された(8)式<sup>9)</sup>に代入して $\sigma_{fs}$ を算出した。

$$\sigma_{fs} = \frac{S}{1.402Bb_0^2} \frac{P_y + P_m}{2} \dots\dots\dots (8)$$

(8)式は、三点曲げ試験片の全面降伏荷重から一軸引張応力を推定する式である。

### 3. 結果および考察

#### 3・1 試験片寸法の変化による $J_{in}$ 値および $\sigma_{fs}$ の変化

静的負荷の場合は $W=20\text{mm}$ 、動的負荷の場合は $W=10\text{mm}$ に固定し、 $B$ のみを独立して変化させた場合の $J_{in}$ 値および $\sigma_{fs}$ の変化をそれぞれFig. 2および3に示す。 $B$ の減少にともない静的および動的負荷ともに $J_{in}$ 値が低下している。またFig. 2および3を比較すれば $J_{in}$ 値の変化と $\sigma_{fs}$ の変化は対応していることがわかる。

静的負荷の場合に $B=20\text{mm}$ に固定し、動的負荷の場合に $W=B$ 型の試験片を用いて、 $b_0$ を変化させた場合の $J_{in}$ 値および $\sigma_{fs}$ の変化をそれぞれFig. 4および5に示す。 $b_0$ の減少にともない静的および動的負荷ともに $J_{in}$ 値が低下しており、 $b_0$ が減少するほどその低下は顕著である。また $\sigma_{fs}$ は $b_0$ の減少にともない漸増しており、 $J_{in}$ 値の変化には対応していない。また1/6試験片で $\sigma_{fs}$ が急落しているが、その理由として、 $S/W$ の相違によりTable 3に示した $d\varepsilon/dt$ が低下したことが考えられる。ここで静的負荷の場合に $B=20\text{mm}$ に固定し、動的負荷の場合に $W=B$ 型の試験片を用いており、直接比較することはできないため、次節でまず $B$ の影響について考察する。

#### 3・2 試験片厚の影響

Fig. 6に静的試験で途中除荷を行った $W$ が $20\text{mm}$ で $B$ が $20\text{mm}$ および $3\text{mm}$ の試験片の限界ストレッチゾーン幅 $SZ_W$ およびき裂進展量 $\Delta a$ の試験片厚方向分布を示す。 $Z$ は試験片

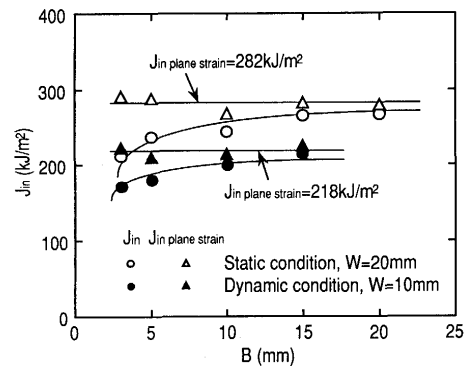


Fig. 2. Change in  $J_{in}$  value with specimen thickness.

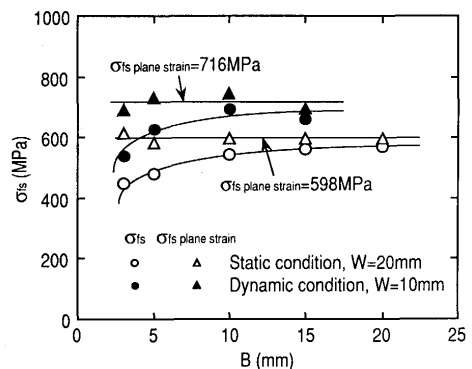


Fig. 3. Change in  $\sigma_{fs}$  with specimen thickness.

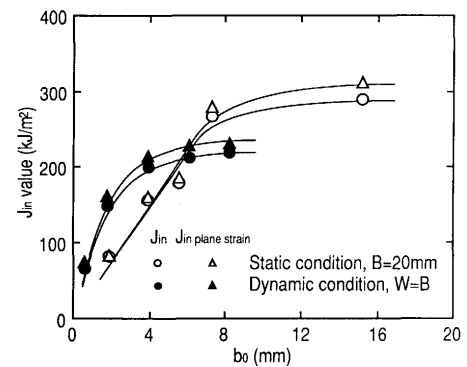


Fig. 4. Change in  $J_{in}$  value with ligament width.

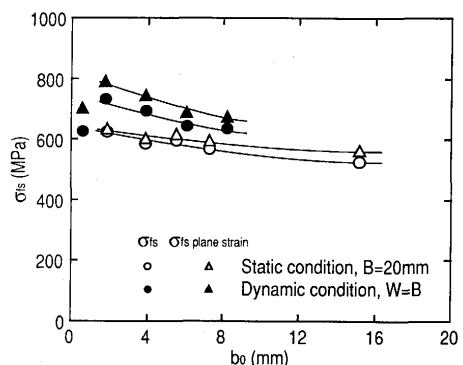


Fig. 5. Change in  $\sigma_{fs}$  with ligament width.

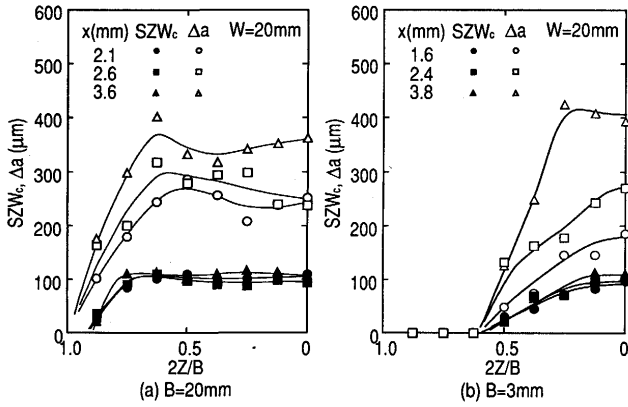


Fig. 6. Distribution of  $SZW_c$  and  $\Delta a$  along the thickness direction.

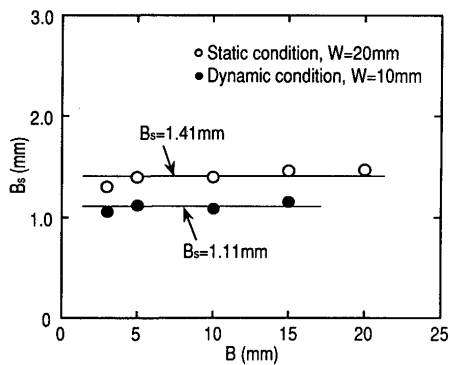


Fig. 7. Slant fracture region  $B_s$  with specimen thickness at constant width.

中央部からの距離であり、 $x$ は除荷点での変位である。両試験片とも表面近傍では $SZW_c$ 、 $\Delta a$ ともに成長が抑制されている。これは試験片表面近傍では平面応力状態が支配的であり、傾斜破壊つまりシアリップを生じたためである。一方、試験片内部(平坦破壊部)の $SZW_c$ はほぼ均一で $B$ に依存していないことがわかる。

$B$ を独立して変化した各試験片について、ストレッチングが抑制されている領域の厚さとして測定した傾斜破壊部の厚さ $B_s$ をFig. 7に示す。静的および動的負荷のそれぞれで $B_s$ の大きさは $B$ に依存しないほぼ一定の値を示している。したがって、Fig. 6および7の結果より、平坦破壊部が平面歪状態にあると考えれば、 $B$ を大きくすることで $B$ に占める傾斜破壊部の割合 $2B_s/B$ が減少し、平面歪状態が支配的になると考えられる。

ところで、塑性拘束を考慮した傾斜破壊と平坦破壊の混合解析<sup>10)</sup>を適用することにより、荷重成分の変化から、平面歪状態でのJ積分値 $J_{plane\ strain}$ および平面歪状態の三点曲げ試験片から推定した一軸引張応力 $\sigma_{plane\ strain}$ がそれぞれ(9)および(10)式を用いて推定可能である。

$$J_{plane\ strain} = J / \left\{ 1 - \left( 1 - \frac{1}{m'} \right) \frac{2B_s}{B} \right\} \dots\dots\dots (9)$$

$$\sigma_{plane\ strain} = \sigma / \left\{ 1 - \left( 1 - \frac{1}{m'} \right) \frac{2B_s}{B} \right\} \dots\dots\dots (10)$$

ここで $m'$ は塑性拘束係数であり、 $a_0/W=0.6$ の試験片に対して $m'=1.46$ である<sup>11)</sup>。Fig. 2および3中に(9)および(10)式により推定した $J_{in\ plane\ strain}$ 値および $\sigma_{fs\ plane\ strain}$ の値を示している。 $B$ を独立して変化させた場合には、Fig. 2および3に示すように、いずれの値も $B$ に依存しないほぼ一定の値を示しており、混合解析を適用することで傾斜破壊の影響が除去された、すなわち平面歪状態のJ積分値および $\sigma_{fs}$ が推定可能であるといえる。

### 3・3 リガメント幅の影響

$b_0$ を変化させた各試験片について測定した傾斜破壊部厚 $B_s$ をFig. 8に示す。 $B_s$ は、ほぼ $b_0$ に比例して変化しており、その変化は動的負荷の方が大きいことがわかる。

Fig. 4および5中に(9)あるいは(10)式により推定した $J_{in\ plane\ strain}$ 値および $\sigma_{fs\ plane\ strain}$ の値を示す。これらの値の変化は、前節で述べた $B$ の影響を除いた変化と考えられる。静的負荷の場合は $b_0=8\text{ mm}$ 、動的負荷の場合 $b_0=4\text{ mm}$ 前後から $J_{in\ plane\ strain}$ 値が急激に低下している。

Fig. 9に各試験片の平坦破壊部で測定した $SZW_c$ の変化を示す。1/6試験片を除けば、静的および動的負荷それぞれで、Fig. 5にみられる $\sigma_{fs\ plane\ strain}$ の変化と対応して、 $b_0$ の減少にともない $SZW_c$ が漸減しているといえる。

また静的および動的負荷を比較すれば、動的負荷で $SZW_c$ がより大きく測定されているが、 $SZW_c$ はき裂の発生段階前後で引き伸ばされることが報告されており<sup>12)</sup>、その影響が負荷条件により異なることが考えられる。各試験片を中央部で切断し、Fig. 9中に模式的に示すように鈍化角度 $\beta$ を測定した結果、多少のばらつきはあるものの、静的負荷で $\beta \approx 40^\circ$ から動的負荷で $\beta \approx 31^\circ$ に変化していた。ただし1/6試験片では $\beta \approx 22^\circ$ であった。

一般に、J積分値と流動応力 $\sigma_{fs}$ およびき裂先端開口変位 $\delta$ の間に(11)式の関係が成立する<sup>13)-15)</sup>。

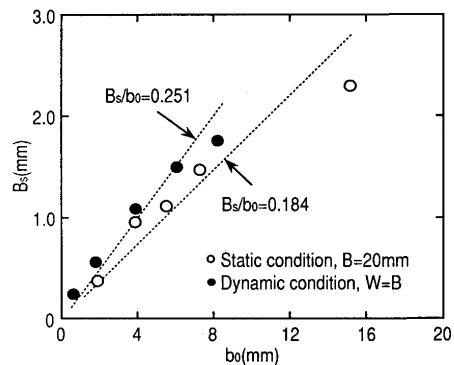


Fig. 8. Approximately linear relationship between slant fracture region  $B_s$  and ligament width.

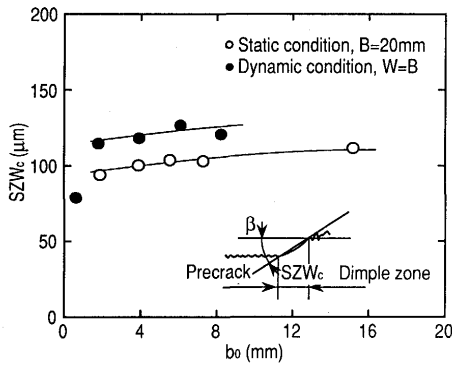


Fig. 9. Relationship between  $SZW_c$  at midsection and ligament width.

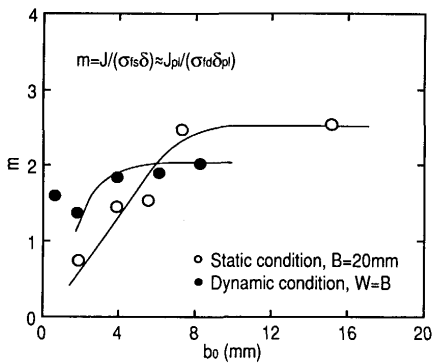


Fig.10. Change of factor  $m$  with ligament width.

$$J = m \sigma_{fs} \delta \dots\dots\dots (11)$$

ここで  $m$  は塑性拘束および加工硬化の影響をうける係数であり  $m = 1 \sim 3$  程度の値を示すといわれている<sup>13)~15)</sup>。各試験片について  $\delta$  を (12) 式により決定して、(11) 式の関係から係数  $m$  を逆算した結果を Fig.10 に示す。

$$\delta = 2 SZW_c \tan \beta \dots\dots\dots (12)$$

ただし、実際には Fig.10 中に示すように塑性成分についてのみ計算している。また (9) および (10) 式より  $J_{in} / \sigma_{fs} = J_{in \text{ plane strain}} / \sigma_{fs \text{ plane strain}}$  であるため、算出した係数  $m$  は  $B$  に依存しない。係数  $m$  は静的負荷で  $b_0$  が 8 mm 以上の試験片で  $m \approx 2.5$ 、動的負荷で  $b_0$  が 4 mm 以上の試験片で  $m \approx 2$  とほぼ一定の値を示している。この 2 者の値の相違は、負荷条件の相違による加工硬化の影響を意味していると考えられる。また係数  $m$  が一定の値を示さなかった試験片に関しては、 $B$  の減少とは無関係に  $b_0$  の減少による塑性拘束の低下の影響を反映していると考えられる。しかしながら、試験片の平坦破壊部の  $SZW_c$  と  $\sigma_{fs \text{ plane strain}}$  の積はほとんど  $b_0$  に依存しないため、より大きな試験片の係数  $m$  の値が既知であれば、(11) 式により試験片寸法に依存しない  $J_{in}$  値が推定可能であるとえられる。ただし、1/6 試験片に関しては、他の試験片とは明らかに異なる傾向を示しており、 $S/W$  比の相違、物理的な試験片寸法の影響が表れていることも考えられ、今後詳細な検討が必要であるといえる。

### 3・4 Bのvalid基準に関する考察

3・2 節の結果から、 $J_{in}$  値に及ぼす  $B$  の影響が (9) 式のように  $2B_s/B$  比の関数として説明されることより、 $B$  の valid 基準は  $2B_s/B$  比により決定されると考えられる。しかしながら、 $B_s$  は  $B$  には依存しないものの、 $b_0$  にほぼ比例して変化するため、 $B$  の valid 基準を  $b_0$  と独立して決定することは困難である。

静的負荷の場合、(1) 式において  $B$  および  $b_0$  に対して  $\alpha = 25$  であるから、valid 基準を満足する最小の  $b_0$  を考慮すれば、 $B$  の valid 基準が (13) 式で表される。

$$B \geq b_0 = 25 \left( \frac{J_{in}}{\sigma_{fs}} \right) \dots\dots\dots (13)$$

したがって  $B/b_0 \geq 1$  であり、Fig. 8 から  $B_s/b_0 = 0.184$  とすると  $2B_s/B$  比に関して (14) 式の関係が成立する。

$$\frac{2B_s}{B} = 2 \frac{B_s}{b_0} \frac{b_0}{B} \leq 2 \times 0.184 \div 1 \approx 0.368 \dots\dots\dots (14)$$

つまり、静的負荷の場合の valid 基準が  $2B_s/B$  比を 0.368 以下としていることがわかる。 $2B_s/B = 0.368$  のとき (9) 式より  $J/J_{\text{plane strain}} \approx 0.884$  であり、傾斜破壊の影響は小さく抑えられているといえる。

動的負荷の場合、(14) 式の条件と Fig. 8 から  $B_s/b_0 = 0.251$  とすれば、(15) 式の関係が導かれる。

$$B = 2 \frac{B}{2B_s} \frac{B_s}{b_0} b_0 \geq 2 \div 0.368 \times 0.251 b_0 \approx 1.36 b_0 \dots\dots (15)$$

ここで、 $b_0$  は valid 基準を満足する最小の大きさである。したがって本供試材においては動的負荷の場合、(1) 式の  $B$  に対する係数  $\alpha$  は  $b_0$  に対する係数  $\alpha$  の約 1.36 倍の値を設定する必要があるといえる。

以上の結果は、valid 基準を満足する最小の  $b_0$  を考慮しており、より大きな  $b_0$  に対しては不適切であるようであるが、Fig. 8 に示す  $B_s$  の変化は  $b_0$  が大きくなれば必ずしも線形に変化していないことおよび Fig. 2 および 4 を比較すればわかるように、 $B$  の影響は  $b_0$  の影響に比べれば小さいため、問題はないと考えられる。

### 3・5 b0のvalid基準に関する考察

Fig.11 に  $J_{in} / \sigma_{fs}$  の変化を  $b_0$  に対して示す。ここでも (9) および (10) 式の関係から、 $J_{in} / \sigma_{fs}$  の値は  $B$  に依存しないことを強調しておく。また、Fig.11 中に、静的負荷における valid 基準つまり  $\alpha = 25$  とした場合の (1) 式を示している。静的負荷の本試験結果に対してはほぼ妥当な valid 基準を示しているといえる。

ところで  $J_{in} / \sigma_{fs}$  は臨界のプロセスゾーンの大きさを代表するパラメータであると考えられており、(1) 式を満足しない場合に HRR 特異性が消失するといわれている<sup>16)</sup>。また (11) 式において、係数  $m$  はプロセスゾーン近傍の応力あるいは歪

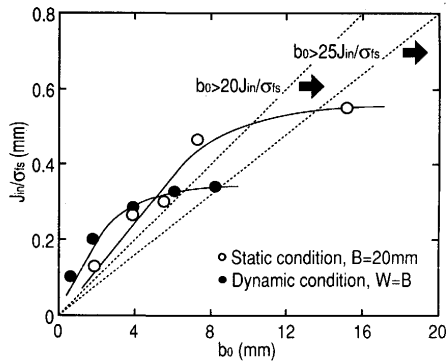


Fig.11. Change of  $J_{in}/\sigma_{fs}$  with ligament width.

分布の広がりを代表するパラメータであるといえる。したがって、3・3節で述べたように、負荷条件の相違により、静的負荷で $m \approx 2.5$ から動的負荷で $m \approx 2$ と減少するのにもない、(1)式における係数 $\alpha$ も $\alpha = 25$ から $\alpha = 20$ 程度まで緩和されると考えられ、本供試材の動的負荷条件下における $b_0$ に対するvalid基準式として、(16)式を得る。

$$b_0 \geq 20 \left( \frac{J_{in}}{\sigma_{fs}} \right) \dots \dots \dots (16)$$

また3・4節の結果から、動的負荷におけるBに対する係数 $\alpha$ は $\alpha = 20 \times 1.36 \approx 28$ 程度となり、valid基準式として(17)式が得られる。

$$B \geq 28 \left( \frac{J_{in}}{\sigma_{fs}} \right) \dots \dots \dots (17)$$

ところで、緒言で述べたA533B鋼の場合には、W=B型の試験片を用いてBに関して整理したため、 $\alpha = 75$ と厳しい結果になったものと考えられる。この結果を $b_0$ に対して整理すれば $\alpha = 30$ 程度である。本試験結果の $\alpha = 20$ と比較すれば、まだ厳しい条件であると言わざるを得ないが、この理由としては、2・3節で述べた弾性コンプライアンス補正により $J_{in}$ 値が過小評価されていることおよび供試材の相違などが考えられる。今後、本論文にて行ったような解析をその他の鉄鋼材料や様々な延性材料について適用し、動的負荷

条件下におけるvalid基準を確立する必要があると考えている。

#### 4. 結言

A508cl. 3鋼を用いてBあるいは $b_0$ の変化が $J_{in}$ 値および $\sigma_{fs}$ に及ぼす影響について調査し、さらにvalid基準に考察を加えた結果、以下のことが示された。

- (1) Bを変化させた場合、試験片表面近傍で傾斜破壊を生ずるために $J_{in}$ 値と $\sigma_{fs}$ が対応して変化するが、その影響は混合解析により説明される。
- (2)  $b_0$ を変化させた場合、 $b_0$ の減少にとともに、 $\sigma_{fs}$ の漸増と試験片内部のストレッチングの漸減が対応して変化するが、 $J_{in}$ 値の変化は対応しない。
- (3) Bに関するvalid基準は、静的負荷の場合に $B \geq b_0$ とすると $2B_s/B \leq 0.368$ という条件が得られ、その結果、動的負荷の場合には $B \geq 1.36b_0$ が得られた。
- (4)  $b_0$ に関するvalid基準は、(11)式の係数 $m$ の変化を考慮すれば、(1)式の係数 $\alpha$ が静的負荷で $\alpha = 25$ から動的負荷で $\alpha = 20$ 程度に緩和されると考えられる。

#### 文 献

- 1) 小林俊郎, 山本 勇: 日本金属学会報, **32** (1993), p.151
- 2) 小林俊郎, 松原 等, 上田倣完: 鉄と鋼, **67** (1981), p.2216
- 3) 小林俊郎, 山本 勇, 新家光雄: 鉄と鋼, **72** (1986), p.2133
- 4) 小林俊郎, 山本 勇, 上村正樹: 鉄と鋼, **74** (1988), p.903
- 5) ASTM Standards E813-88, (1989)
- 6) 日本機械学会基準 JSME S001-1992, (1992)
- 7) 山本 勇, 前田太志, 小林俊郎, 森田益夫: 材料, **41** (1992), p.1234
- 8) R.Standstrom and Y.Bergstrom: Met.Sci., **18** (1984), p.177
- 9) W.L.Server: J.Eng.Mat.Tech., **100** (1978), p.183
- 10) 三好俊郎, 白鳥正樹: 日本機械学会論文集, **48-433(A)** (1982), p.1136
- 11) 白鳥正樹, 三好俊郎, 松下久雄: 数値破壊力学, [実教出版社]
- 12) 武藤睦治, 坂本 勲, 関根 守: 材料, **33** (1984), p.1160
- 13) J.F.Knott: Met.Sci., **14** (1980), p.327
- 14) S.Slatcher and J.F.Knott: Mat.Sci.Eng., **82** (1986), p.37
- 15) C.M.Gilmore, V.Provenzano, F.A.Smidt,Jr and J.R.Hawthorne: Met.Sci., **17** (1983), p.177
- 16) 岸本喜久男, 木村篤史, 青木 繁, 坂田 勝: 日本機械学会論文集, **53-492(A)** (1986), p.1644