

討21

日本鋼管(株)技術研究所 ○秋山俊弥 浦辺浪夫

1. 緒言

船舶や溶接構造物の低温におけるぜい性破壊に関する安全性は、線型弾性破壊力学に基づくK_{IC}試験を実施することにより良く記述することが出来るため、その評価を行なうことが可能である。しかし、最近の構造物においては、こうしたぜい性破壊に対する考慮が詳細になされており、破壊に対する関心に鋼中に残存する欠陥や疲労き裂から延性破壊が発生するかどうか等の方面にも拡大されつつある。現在当社が製作中の海洋構造物に使用される鋼材には、延性破壊に対する破壊じん性値を求めることがこの種の構造物としては始めて義務づけられた。

ぜい性破壊の場合と異なり、延性破壊の発生には大きな塑性変形(き裂先端近傍の大規模降伏、あるいは部材の全断面降伏)が伴うため、非線型弾塑性破壊力学に基づくJ積分の概念の導入が必要となる。^{1)~3)} このJ積分を用いて延性破壊が発生する時の破壊じん性値J_{IC}を求めようとする試みが多くなされているが、一方では試験法はまだ確立していないように思える。ASTMおよびJSMEにおいて複数試験片を用いた試験法の草案を発行しているものの、いずれも基礎となるデータの鋼種は限られており、十分とは言えない。

破壊じん性値としてのJ_{IC}を決定する上でASTM法およびJSME法の有効性とその問題点を検討し、合わせてき裂の発生に伴う試験片のコンプライアンスの変化を二重にクリップゲージを用いる方法により検出する事を試みたので報告する。

表1 供試材の機械的性質 G.L.=50mm

	Yield Strength (kg/mm ²)	Ult. Tens. Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of Area (%)	Remarks
9%Ni	63.9	77.7	25.2	68	C-direction, 1/2t
HT80A	72.1	80.1	16.3	69	
HT60	46.0	60.1	27.0	77	
X65	45.8	58.5	28.0	77	L-direction, 1/2t

2. 実験内容

供試材は構造用低合金鋼3種と9%Ni鋼であり、表1にそれらの機械的性質を示す。HT60、HT80および9%Ni鋼は焼入焼もどし材であり、X65はCR法で製造されている。

J_{IC}試験に用いた試験片は板厚1インチの標準的なコンパクトタイプである。機械切欠先端には所定の条件下で導入した疲労き裂が施してある。試験片の採取方向はHT60、HT80および9%Ni鋼では圧延方向とき裂進展方向が一致する様に、又、X65では直角となるようにした。試験は荷重ど荷重線変位を測定し、荷重-荷重線変位曲線を得た。一部の試験片については荷重線位置と疲労き裂先端位置の中点の変位V₂を同時に測定し、変位V₂-荷重線変位曲線も計測した。試験温度は全て室温である。

試験後、大部分は疲労にて、又一部分はぜい性破壊にて破面を露呈させ、疲労予き裂長さおよび延性き裂長さを倍率5倍の投影機により測定した。

3. 実験結果と考察

3-1 複数試験片法-Rカーブ法

ASTMおよびJSMEの試験法に則り、各鋼種における荷重-荷重線変位曲線下の面積をプランメーターで計測し、各々の延性き裂長さ△aに対応するJ値を得た。4鋼種のうち、HT60と9%Ni鋼のJ-△a関係を図1(a)、(b)に示す。J_{IC}値の決定は、ASTM法では鈍化直線として理論的に推定出来るJ=2σ_{flow}△aを用い、R直線は0.15mmオフセット線および1.5mmオフセット線の内側に存在す

るデータ点のみを用い、最小自乗法により決定した。鈍化直線とR直線の交点が J_{IC} となる。J S M E法では鈍化直線はストレッチゾーン幅 (S Z W) を走査型電子顕微鏡により、300倍の写真にて実測して決定され、R直線は Δa が1mm以下のものを採用し、A S T M法と同様に最小自乗法により決定した。実測により決定した鈍化直線とR直線との交点が J_{IC} である。各鋼種についての両手法による J_{IC} (A S T M) と J_{IC} (J S M E) の値を表2に示す。各々の J_{IC} 値は平面歪条件下で材料定数となり得る条件

$$B, b \geq 2.5 (J / \sigma_{flow})$$

をいずれも満足しており、いわゆる valid な J_{IC} 値である。

表2によれば、X65の場合を除いていずれも J_{IC} (J S M E) 値の方が J_{IC} (A S T M) 値よりかなり低い値になっている。この原因として以下の三点が考えられる。

(1) J S M E法ではA S T M法と比較して板厚中央部に限って延性き裂進展量を測定する。延性き裂は板厚中央部が早く、長く成長する傾向があるため、J S M E法は Δa を大きく評価する。

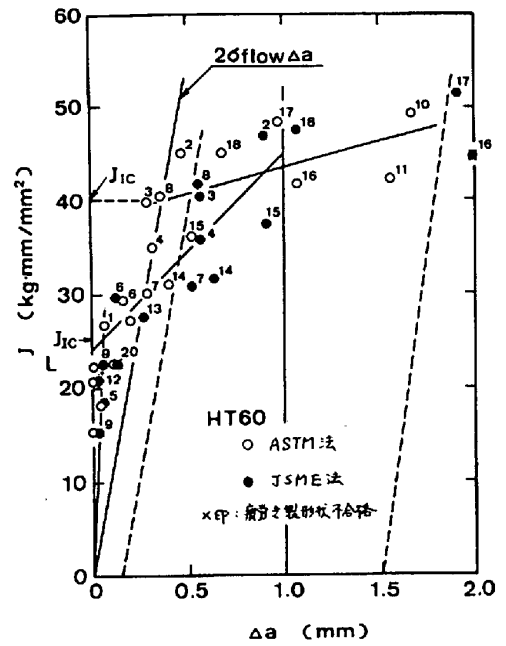
(2) J - Δa 曲線は本来上に凸な曲線であり、J S M E法の方が Δa の小さな範囲のデータを用いてR直線を評価するため、R直線の勾配が大きくなり結果として小さな J_{IC} 値を与える。

(3) 更にJ S M E法では鈍化直線を実測により決定するが、表2の $J / \Delta a$ の項に示すように、いずれも実測による鈍化直線の勾配が理論式によるものより大きい。二次的な効果ではあるが、これも J_{IC} (J S M E) の値を小さくしている原因である。

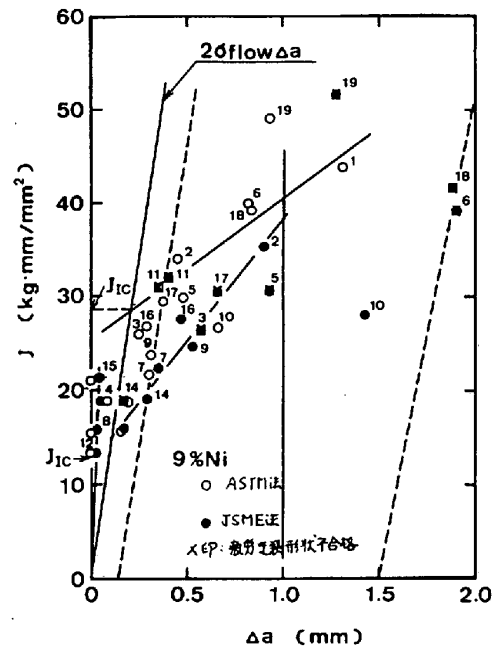
X65の場合は上述した傾向とは全く逆に J_{IC} (J S M E) 値の方が J_{IC} (A S T M) 値より大きく評価される。破面を調べて見ると、セパレーションが顕著に認められる場合は Δa は短く評価され、かつJ値は大きいためにデータ点は鈍化直線付近に集まる結果となった。すなわち、データ点が大きくばらつくために両手法から決定される J_{IC} 値は正確ではないと考えられる。

3-2 複数試験片法 - S Z W 法

疲労予き裂から延性破壊が開始する以前に、塑性変形により疲労予き裂先端は鈍化する。図2はHT60および9%Ni鋼のJ値とストレッチゾーン幅 (S Z W) との関係を示す。いずれの場合もJ値が増加するとS Z Wは直線的に増加するけれども、ある値を越えるとS Z Wは一定値を示すようになる。S Z Wが平均的に一定値になると見なし得る点に対応するJ値が J_{IC} 値であると決定出来る。比較のために表2に J_{IC} (S Z W) 値を合せて示す。



(a)



(b)

図1 J - Δa 線図

表2 各種 J_{IC} 値の比較

Steel	J_{IC} (ASTM)	J_{IC} (JSME)	J_{IC} (SZWC)	J_{IC} (DCG)	$J/\Delta a$	
					2 σ_f	SZW
9%Ni	29	14	26	17.4 20.1 20.1	20	142 480
HT80	20	14	19	19.7 21.8 18.0	20	152 550
HT60	40	25	22	14.9 15.2 14.0	15	106 434
X65	5	15	14	14.7 18.3	16	104 349

3-3 複数試験片法の比較

ASTM法、JSM E法およびSZW法を比較した場合SZW法はストレッチゾーンが疲労予き裂の前方に存在しかつ延性き裂が発生した事を走査型電子顕微鏡で実際に観察しているために、確認することができるので最も信頼がおける試験法であると評価出来る。これに対してRカーブ法ではかなり進展した延性き裂の長さを測定し、これを延性き裂長がゼロの点まで外挿するため J_{IC} 値は Δa の測定方法に大きく依存する。加えてX65鋼の様にセパレーションが発生する様な場合にはデータに大きなバラツキが観察され、測定法そのものが適用出来ない。

3-4 ダブルクリップゲージを用いた J_{IC} 値の検討

前節で検討したASTM法、JSM E法およびSZW法は複数試験片を用いるという点で共通している。工学的観点から見れば一つの J_{IC} 値を求めるために4~5本の試験片を用いねばならない事は非常に不便である。

このような事情から、単一の試験片だけで正確な J_{IC} 値を求める努力がなされている。^{4)~6)} 筆者らは荷重点変位の測定に通常クリップゲージを用いていること及びクリップゲージによる変位測定技術は既に広くゆきわたっている点に着目し、クリップゲージを二重に用いる方法により、それらの変位比の変化とき裂先端の変形状況との対応を考察した。図3はクリップゲージの装着状況を示す。

図4は変位比とき裂先端の変形状況との対応を説明するモデル図である。(a)の小規模降伏状態においてはき裂先端はまだ十分鋭くき裂開口比 V_2/V_1 は

$$\frac{V_2}{V_1} = \frac{a_0/2}{a_0} = \frac{1}{2} \quad (1)$$

となり、一定である。更にき裂が開口して(b)の状態になるとき裂先端は鈍化し、それと共に塑性域も成長する。鈍化領域を含まないき裂面を延長した交点を仮想き裂先端とすれば V_2/V_1 は(b)を参照して

$$\frac{V_2}{V_1} = \frac{a_0/2 + a}{a_0 + a} = \frac{1}{2} + \frac{a}{2(a_0 + a)} \quad (2)$$

と表わすことが出来、 V_2/V_1 は鈍化の成長と共に a が大きくなるので増加する。鈍化が限界に達し、延性き裂が成長し始めると同時に塑性域のY方向への成長も止まり、それ以後は延性き裂の成長分だけ塑性域もX方向へ移動すると考え得るならば V_2/V_1 は(c)を参照して

$$\frac{V_2}{V_1} = \frac{a_0/2 + a + \Delta a}{a_0 + a + \Delta a} = \frac{1}{2} + \frac{1}{2 \{ a_0 / (a + \Delta a) + 1 \}} \quad (3)$$

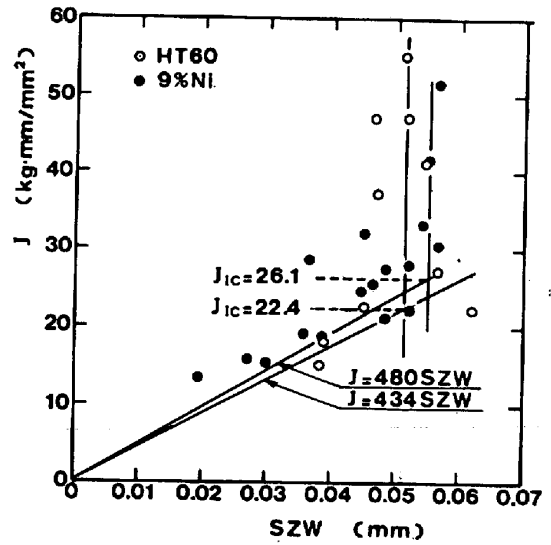


図2 JとSZWの関係

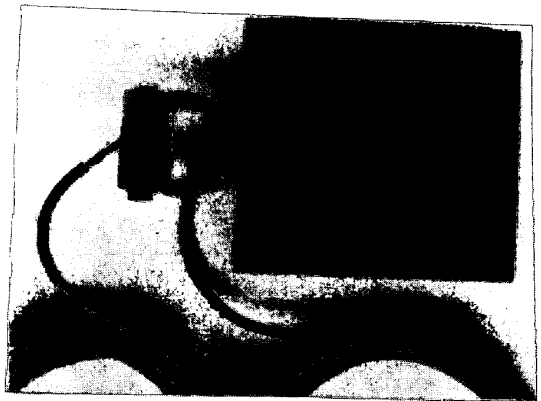


図3 ダブルクリップゲージの装着状況

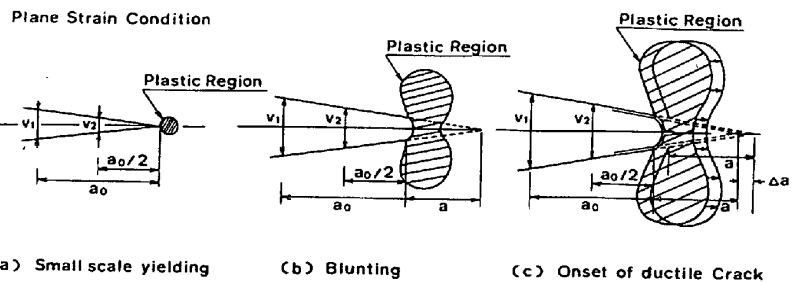


図4 き裂先端変形状況と V_2/V_1 の変化の対応を示すモデル図

となり、 Δa は a に比べて小さいので V_2/V_1 は再びほぼ一定となる。即ち、 V_2 と V_1 の関係を示す図5において図4(a)に対応する領域では直線で、(b)に対応する領域では下に凸な曲線で、そして(c)では再び直線になると考えることが出来る。以上のモデルに従えば延性き裂が発生し始める時の変位は $V_2 \sim V_1$ 関係においてその傾きが再度一定になる時として定義される。具体的には図5の(c)領域の直線を延長し、 V_2-V_1 カーブと分離する点をもって J_{IC} 値に対応する変位と見なし得る。

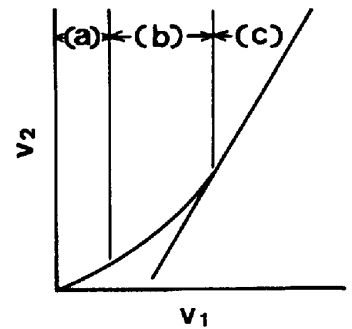


図5 V_2/V_1 の変化模式図

図6は供試した4鋼種のうち、9%Ni鋼の荷重-荷重線変位曲線とクリップゲージ変位 (V_2)-荷重点変位 (V_1) 曲線の対応例を示す。 V_2-V_1 曲線は図5のモデルから推定される様相を呈しており、(c)領域に対応する直線部分も存在する。他の鋼種についても V_2-V_1 曲線の様相は同じであった。このダブルクリップゲージコンプライアンス (DCGC) 法で決定された J_{IC} 値を複数試験片法でのそれと比較して表2に示す。HT60を除いた3鋼種においてはDCGC法で求めた J_{IC} 値はS Z W法で求めた J_{IC} 値と比較的良く一致しており、S Z W法は最も正確な J_{IC} 値決定の方法と考えられる所から、DCGC法は単一試験片による有望な J_{IC} 値決定法と言えよう。又、この事は図4のモデルが、更に詳細に検討する必要があるものの、延性破壊発生の様子を比較的よく説明出来る可能性を示唆していると思われる。HT60についてはDCGC法の J_{IC} 値が他に比較して最も低くなっており、更に検討の必要がある。

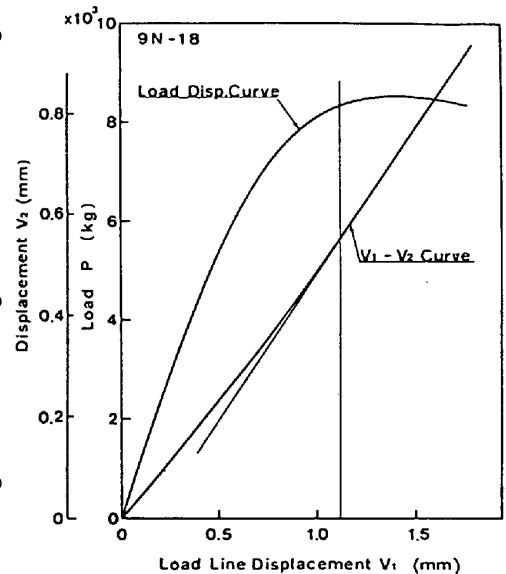


図6 DCGC法による J_{IC} 値の決定例

またDCGC法から得られた J_{IC} 値の前後の J 値を持つデータのSEM写真を検討した所、HT60を除く3鋼種についてはその J_{IC} 値付近で延性き裂の発生があることが確認できた。

4. 結 言

J_{IC} 値の決定に関し、複数試験片法としてASTM法とJSME法について比較、検討した。又、工学的観点から新しい単一試験片法としてDCGC法を試みた。その結果DCGC法は更にデータを積み重ねる必要があるものかなり有望な試験法であると思われた。又、ASTM法とJSME法はいずれも J_{IC} 値が Δa の測定方法に大きく依存することが判明した。今後この点に関する検討が必要と思われる。又、得られた J_{IC} 値は決して大規模な延性破壊に対する材料の限界値ではなく、材料自体はまだ十分な負荷能力を有している。構造物の安全性に関し、延性破壊を起点とする大規模な破壊を評価するためには J_{IC} に関する研究と共に安定破壊から不安定破壊に移移する現象を追求する必要がある。

文献

- 1) J. R. Rice : "Fracture", Vol II, p191
- 2) 大 路、小 倉、久 保 : "弾塑性破壊力学の現状と将来"、機械の研究、第30巻、第10号
- 3) 白 鳥、三 好、松 下 : "数値破壊力学"、実教出版
- 4) 昭和54・55年度文部省科学研究費総合研究(A)報告書 (AEFT)
- 5) G. A. Clarke and G. M. Brown : ASTM STP710, p110
- 6) 松 下、三 好 : 日本機械学会論文集、No. 780-9、1978、p17