低合金鋼の延性不安定破壊特性に及ぼす試験片寸法および
繰返し荷重の影響*安 藤 柱**, 坂 真 澄***
堀 野 正 也****, 古 徳 弘 行****Effects of Specimen Size and Cyclic Load on the Tearing Instability
Characteristic of Low Alloy Steelsby Kotoji ANDO, Masumi SAKA,
Masaya HORINO, and Hiroyuki KOTOKU

Fracture tests of low alloy steels based on the J -integral have been performed on compact tension and three point-bend specimens to investigate the effect of specimen size on the tearing modulus. Also, tearing instability tests have been conducted to clarify the effects of specimen size, fracture toughness and cyclic load on the tearing instability characteristic. It has been shown that the specimen size has little effect on the tearing modulus up to $\omega \approx 2$, but it has a notable effect on the critical value of the J -integral at the instability point (J_{inst}). For very tough material, J_{inst} depends on the testing compliance, but for not so tough material, it has little effect on J_{inst} . The value of J_{inst} under cyclic loading is found to be consistent with J_{inst} under the monotonic load condition.

Key Words: Fracture, Tearing Modulus, Tearing Instability, J -Integral, Size Effect, Toughness Level, Compliance Effect, Cyclic Load

1. 緒 言

高温・高圧配管や高圧容器などのように、高いコンプライアンス荷重下で使用する機器・構造物では、ぜい性破壊のみならず延性不安定破壊に対してもその健全性を保証することが必要である。そのため、近年では延性不安定破壊に関する研究が活発であり、主として、次のような三つの局面から研究が進められている。

- (1) 材料の弾塑性破壊じん性や安定き裂伝ば抵抗の評価技術の開発
- (2) 延性不安定破壊機構および不安定なき裂伝ば挙動の解明
- (3) 実構造物への適用を意図した構造モデルの実験とその解析

上記のうちで、(1)の弾塑性破壊じん性の評価に関しては、日本機械学会基準⁽¹⁾や ASTM 規格⁽²⁾が制定されたことにより、その基礎は確立されたと言える。

また材料の安定き裂伝ば抵抗の評価に関しては、 J 積分⁽³⁾、き裂開口角⁽⁴⁾およびき裂先端近傍の強変形域に吸収される塑性仕事 W_p ⁽⁵⁾に基づく延性破壊材料係数が定義され、各種材料での延性破壊材料係数の評価手法の開発やその特性の解明などが行われつつある。

次に局面(3)の研究に関しては、配管^{(6)~(8)}、広幅き裂材⁽⁹⁾あるいは熱衝撃荷重⁽¹⁰⁾などに関する実践的研究が実施されている。

一方、局面(1)と(3)を結ぶべき局面(2)の研究は、 J 積分⁽³⁾あるいはき裂開口角⁽⁴⁾に基づいた不安定化理論が提唱されて以来極めて活発である。すなわち、それらの理論の適用性の検証や延性不安定破壊機構の解明を目的とした有限要素法などによる解析的研究^{(11)~(13)}、や CT 試験片などによる実験的研究^{(14)~(16)}が多い。また W_p による延性不安定破壊解析の理論的基礎もすでに報告されている⁽¹⁷⁾。しかし、これらの研究の中には、実用上重要でかつ最も基本的な因子の一つである延性不安定破壊の寸法効果に関する研究はほとんどなく、その特性には不明の点が多い。また、実際の構造物は地震荷重などの繰返し荷重を受けるために、繰返し荷重下における延性不安定破壊特性を解明することは重要である。そこで、Landes ら⁽¹⁸⁾および楠元ら⁽¹⁹⁾は、繰返し荷重下における J - R 曲線を評価し

* 昭和 60 年 10 月 1 日 第 63 期全国大会講演会において講演、原稿受付 昭和 60 年 2 月 15 日。

** 正員、横浜国立大学工学部(〒240 横浜市保土ヶ谷区常盤台 156)。

*** 正員、東北大学工学部(〒980 仙台市荒巻字青葉)。

**** 学生員、横浜国立大学大学院。

表 1 供試材の化学成分 (wt %)

Steel	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Al
A	0.18	0.26	1.32	0.003	0.001	0.02	0.76	0.04	0.48	<0.01	0.018
B	0.18	0.26	1.34	0.004	0.007	0.03	0.74	0.18	0.48	<0.01	0.019

表 2 機械的性質

Steel	σ_y [MPa]	σ_b [MPa]	El. [%]	R.A. [%]	Charpy upper shelf energy [J]
A	483	628	27.5	73.7	230
B	453	595	24.9	73.7	180

図 1 CT および 3 点曲げ試験片形状

その特性を解明した。しかし、繰返し荷重下における延性不安定破壊試験の実施例はほとんどなく⁽²⁰⁾、その挙動には不明の点が多い。

そこで、本論文においては、2種類の低合金鋼を用いて、延性不安定破壊特性に及ぼす試験片寸法、試験系のコンプライアンスおよび繰返し荷重の効果を実験的に検討した。

2. 供試材および実験・解析方法

供試材は引張強度が約 600 MPa の 2 種類の低合金調質鋼であり、その化学成分と機械的性質とを表 1, 2 に示す。これらの鋼材では、表 2 のごとく、機械的性質はほぼ等しいものの、後で述べるように、 J 積分に基づく延性破壊材料係数 T_{mat} が相当異なっているのが大きな特色である。

使用した試験片は、板厚 B_0 を 25 mm の一定にして、板幅 W を 50 mm および 100 mm の二とおりに変えた CT 試験片と 3 点曲げ試験片である。使用した試験片の形状と寸法をそれぞれ図 1 と表 3, 4 に示す。こ

表 3 CT 試験片の寸法

Specimen	W	H	L	M	B_0	B_N
1TCT	50	30	9	19	25	18.75
2TCT	100	60	18	38	25	18.75

mm

表 4 3 点曲げ試験片の寸法

Specimen	W	S	a_0	B_0	B_N
1T 3PB	50	200	29.5	25	18.75
2T 3PB	100	400	60	25	18.75

mm

こで a_0 は初期き裂長さであり、単調増加荷重下での試験の場合には大部分の場合 $a_0/W = 0.55 \sim 0.61$ とした。なお、これらの試験片には深さ 25 %、開き角 45° の側溝を付与したが、その先端半径は A 材では 0.25 mm、B 材では 0.5 mm とした。また、これらの試験片は、供試材より T-L 方向に採取した。

実施した試験は、CT 試験片と 3 点曲げ試験片による J - R 曲線の評価試験と CT 試験片のみによる単調増加荷重あるいは繰返し荷重下における延性不安定破壊試験の 2 種類である。なお繰返し荷重下での試験は A 材のみで実施した。延性不安定破壊試験には、前報⁽¹⁶⁾と同一の高コンプライアンス発生装置を用いたが、この装置では、ばね定数が $0.5 \sim 2$ MN/m のコイルばねを装着して、単調増加荷重のみならず片振りあるいは両振りの繰返し荷重下における延性不安定破壊試験を実施することが可能である。

単調増加荷重下での J 積分は ASTM 規格 E 813⁽²⁾に従って、また繰返し荷重下における最大荷重時の J 積分すなわち J_{max} は著者らが提唱した方法⁽²¹⁾⁽²²⁾で評価した。なお、これらの J 積分や J_{max} は、図 2, 3 に ●, ○, □印で示す実験点の場合を除いては、すべてき裂成長による補正を施した値である。複数試験片法による J - R 曲線の評価に際しては、試験片板厚の 1/

4, 2/4, 3/4 の3点でき裂長さを計測し、その平均値をき裂長さ a としたが、繰返し荷重試験の場合には、前報⁽¹⁶⁾で詳述した高周波き裂計を用いてき裂長さを計測した。なお、すべての試験は 100°C で実施した。

J 積分に基づく延性不安定破壊条件は、Paris ら⁽³⁾により次式のように与えられている。

$$T_{\text{mat}} \leq T_{\text{app}} \quad \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 T_{mat} は延性破壊材料係数であり、次式で与えられる無次元量である。

$$T_{\text{mat}} = \frac{E}{\sigma_f^2} \frac{dJ}{da} \quad \dots \dots \dots (2)$$

ここで、 E は縦弾性係数、 σ_f は流動応力である。また T_{app} は延性破壊荷重係数である。一般の構造物に対してこの T_{app} を求めることはかなり困難であるが、本試験系のように単純な場合の T_{app} は Ernst⁽²³⁾らにより次のように与えられている。

$$T_{\text{app}} = \frac{E}{\sigma_f^2} \left[-\gamma \frac{J}{b} + \frac{\eta P}{B_0 b^2} \frac{1}{\left\{ \frac{B_0 K_M}{P} + \frac{1}{P} \frac{dP}{d\delta} + \frac{\eta^2 P}{B_0 b^2} \left(\frac{1}{\frac{\sigma_f^2}{E} T_{\text{mat}} + \gamma \frac{J}{b}} \right) \right\}} \right] \quad \dots \dots \dots (3)$$

ここで、 $\gamma = 1 + 0.76(b/W)$ 、 $\eta = 2 + 0.522(b/W)$ 、 B_0 は板厚、 b はリガメント長さ、 W は板幅、 P は荷重、 δ は試験片の荷重線変位である。また K_M は試験片単位板厚あたりの試験系のばね定数であり、以下ではばね係数と称することにする。

式(1)の延性不安定破壊条件は式(3)を用いて容易に次のように書き換えることができる⁽²³⁾。

$$K_M \leq -dP/d\delta \quad \dots \dots \dots (4)$$

上式より、 $K_M = 0$ の時の延性不安定破壊条件は $dP/d\delta = 0$ となり、最大荷重点において延性不安定破壊が発生することになる。これより延性不安定破壊発生時の J 積分 J_{inst} の下限値は最大荷重時の J 積分 $J_{P-\text{max}}$ であると言える。

3. 実験結果とその考察

3.1 延性破壊材料係数の評価 100°C において、A 材から得られた J - R 曲線を図2と図3に示す。これらはいずれも複数試験片法で得られたものである。また図2, 3中の実験点は、いずれもき裂成長による J 積分の補正を施さない値である。A 材の場合、延性き裂は側溝底部でかなり先行し、いわゆる逆タンネリング現象を示していた。そのためか、き裂長さを9点

平均法で評価した場合には、 J - R 曲線が試験片幅によってかなり異なっていた⁽²⁴⁾。そこで今回は、前述のごとき3点平均法でき裂進展量 Δa を評価しなおし、その結果を図2, 3に示す。なお、図3の4 TCT とは、 $B = 25 \text{ mm}$ で平面寸法のみを4 TCT 試験片に等しくした CT 試験片より得られた結果であり、文献(24)より引用して示した。

図2の $W = 50 \text{ mm}$ 試験片の場合には、CT 試験片と3点曲げ試験片の J - R 曲線はよく一致している。それに対して図3の $W = 100 \text{ mm}$ 試験片の場合には、同一の Δa に対して3点曲げ試験片のほうがやや高めの J 積分値を示している。しかし、その差はさほど顕著なものではないので、両者を併せて1本の曲線で近似し図3に点線で示した。図2と図3に点線で示した J - R 曲線に基づいて、き裂成長による J 積分の補正を施した J - R 曲線を求め、その結果をそれぞれの図中に実線で示す。このようにして作成された J - R 曲線と式(2)を用いて得られた T_{mat} と J 積分との関係を図4に示す。なお、図4にはA材と同様にして得られたB材の結果も併記する。

A 材では、 J 積分が 2 MJ/m^2 程度までは $W = 50 \text{ mm}$ の小形試験片と $W = 100 \text{ mm}$ の大形試験片の

図2 $W = 50 \text{ mm}$ 試験片の J - R 曲線 (A 材)

図3 $W = 100 \text{ mm}$ 試験片の J - R 曲線 (A 材)

T_{mat} はよく一致している。しかし、それ以上の J 積分範囲では $W=100$ mm の試験片の T_{mat} のほうが大きく、明らかに寸法効果が認められる。この寸法効果が現れる時の $\omega(=b/J \cdot dJ/da)$ は約 2 であり、理論的に示された J 積分支配き裂成長のための制約条件 $\omega \gg 1^{(25)}$ に比べて相当小さいが、Shih ら⁽²⁶⁾ の推奨する $\omega > 2.5$ に近い値となっている。

図 4 には、A 材の側溝なしの 1 TCT 試験片で得られた $T_{mat}^{(16)}$ を一点鎖線で併記する。この T_{mat} を、今回の 25 %側溝付 1 TCT 試験片の場合と比較してみると、側溝なしの場合の T_{mat} は 25 %側溝付の場合に比べて 100 以上大きく、側溝の影響はかなり顕著である。次に A 材と B 材の T_{mat} を比較してみると、 $J=0.8$ MJ/m² の時の T_{mat} は A 材では約 400 であるのに対して、B 材では約 100 であり、両鋼材での延性き裂伝ば抵抗の差はかなり大きいと言える。また、この差は、表 2 に示した両鋼材のシャルピー衝撃試験で得られた上部棚吸収エネルギーの差に比べても相当大きいと考えられる。

3.2 延性不安定破壊特性の試験条件依存性

T_{mat} および T_{app} と J 積分との関係を図 5, 6 に示す。図 5, 6 において、●, ▲, ■, ◆印は延性不安定破壊点である。また、↓, ↑印は最大荷重時の J 積分を示す。図 5 は A 材の 1 TCT および 2 TCT 試験片の結果である。試験片寸法によらず、 T_{app} - J 曲線は上に凸で

あり、最大荷重時の J 積分を超えて変形が若干進行してから T_{app} は極大値を示し、それ以後はほぼ T_{mat} に沿って低下する傾向を示している。なお、この傾向は、前報において⁽¹⁶⁾、側溝なしの 1 TCT 試験片を用いて得られた結果ともよく対応している。

図 6 は B 材から製作した 2 TCT 試験片の場合である。この場合には、A 材の場合と異なり、最大荷重時の J 積分 ($J_{P-max} \approx 600$ kJ/m²) よりもはるかに低い $J=350$ kJ/m² あたりで T_{app} が極大値を示し、それ以後は A 材の場合と同様に、 T_{app} は T_{mat} に沿って変化する傾向を示している。特に、 $K_M=37$ MN/m² の場合には、 $J=350$ kJ/m² あたりで、 $T_{mat} \approx T_{app}$ となり、延性不安定破壊条件をほぼ満足しているにもかかわらず、実際に延性不安定破壊が発生したのは $J=750$ kJ/m² の時であり、両者にはかなりの差異が認められる。なお、この原因としては、前述のごとく、延性不安定破壊に対する最大荷重条件を上げることができる。以上のような T_{app} の変化傾向のために、式(1)のみに基づいて J_{inst} を評価した場合には、前報でも指摘したごとく⁽¹⁶⁾⁽²⁷⁾、大きな評価誤差を伴う可能性があることに注意しなければならない。

図 7, 8 に J_{inst} の K_M 依存性を示す。前述のごとく理論的には、 $K_M=0$ の時の J_{inst} は J_{P-max} に等しいので、 $K_M=0$ の位置には、 J_{inst} として J_{P-max} を記入し

図 4 T_{mat} と J 積分

図 5 J 積分と T_{app} , T_{mat} (A 材)

図 6 J 積分と T_{app} , T_{mat} (B 材)

図 7 延性不安定破壊発生時の J_{inst} と K_M の関係に及ぼす側溝の効果 (A 材)

た。図7にはA材から製作した1TCT試験片で得られた、 J_{inst} に及ぼす25%深さ側溝の効果を示す。この場合には、図4に示した T_{mat} の差を反映して、側溝付試験片に比べ、側溝なし試験片のほうがかなり高めの J_{inst} を示すとともに J_{inst} の高い K_M 依存性を示している。

図8には、A材とB材で得られた J_{inst} の K_M および試験片寸法依存性を示す。図8において最も特徴的なことは、A材とB材では J_{inst} の値がかなり異なり、B材のほうが相当小さくなっていることである。これは、当然のことながら、図4の T_{mat} の差を反映したものであると言える。次に特徴的なことは、A材では、 J_{inst} は K_M に大きく依存し、 K_M が増大するにつれて J_{inst} が増大しているのに対して、B材では J_{inst} が K_M にほとんど依存せずほぼ一定値を示していることである。このことから、材料のじん性レベルすなわち J - R 曲線が異なれば、 J_{inst} の絶対値はもちろんのこと J_{inst} の K_M 依存性まで大きく異なることが分かる。次に試験片寸法の影響に着目してみると、鋼種によらず、 J_{inst} は1TCT試験片より2TCT試験片のほうが大きく、その差はA材では $0.5 \sim 0.7 \text{ MJ/m}^2$ と比較的

大きいのに対して、B材では約 0.3 MJ/m^2 であり、A材に比べてかなり小さくなっている。しかし、2TCT試験片と1TCT試験片での J_{inst} の比に注目してみるとならば、その値は $1.5 \sim 1.8$ であり、鋼種にあまり依存しない値となっている。

また、図7, 8より、実験範囲内においては、 J_{inst} の K_M 依存性は前報⁽¹⁶⁾の場合と同様に次式のように示すことができる。

$$J_{inst} = J_{P-max} + CK_M \dots\dots\dots (5)$$

ここで、 C は試験片寸法や材料のじん性レベルに依存する比例係数である。

図9には、A, B両材料を用いてこれまでに実施されたすべての試験で得られた延性不安定破壊発生時の T_{app} と T_{mat} との相関を示す。 T_{app} が $350 \sim 400$ の場合には、延性不安定破壊発生時の T_{app} は T_{mat} に比べて約100程度高い値を示しているが、それ以下の T_{app} の領域においては、 $T_{app} = T_{mat}$ の延性不安定破壊条件式(1)がよく成立していると言える。

3.3 繰返し荷重下における延性不安定破壊特性

高コンプライアンスな荷重系において、一定の変動荷重下でゆっくりと成長していた疲労き裂が延性不安定破壊に遷移する試験を実施した。その試験条件を表5に示す。試験は応力比 $R=0.1$ 、 $K_M \approx 4.9 \text{ MN/m}^2$ の条件下で実施した。また、それらの試験で得られた荷重-変位曲線を模式化して図10に示す。いま、OABを荷

図8 A材およびB材における J_{inst} の試験片寸法および K_M 依存性

図9 延性不安定破壊発生時の T_{app} と T_{mat} の相関

図10 繰返し荷重下における荷重-変位曲線の模式図

図11 P_{max} の時の J 積分 J_{max} と荷重繰返し数 N (A材)

重-変位曲線の包絡線とするならば、初期段階では図10のようにやせたループを描いているが、最終的には最大荷重 $P_{\max}$ に耐えられなくなり、図中のCDEのような荷重-変位曲線を描いて破壊に至った。このような荷重-変位曲線から文献⁽²¹⁾⁽²²⁾の方法で得られる $P_{\max}$ 時の J 積分 $J_{\max}$ と荷重繰返し数 N との関係を図11に示す。 $P_{\max}=19.6$ kN の場合には最終的に安定破壊したが、 $P_{\max}=37.2$ kN と 53.9 kN の場合には、図10の最終サイクルにおける最大荷重点Dを超えてから延性不安定破壊した。その点を図11, 12に●, ▲印で示す。なお、図11, 12において、●, ▲, ■印で示した点は図10のB点对应する $J_{\max}$ である。

図12にき裂増分 Δa と $J_{\max}$ との関係を示す。なお、図12中の実線は単調増加荷重の場合の J - R 曲線である。曲線OA, OD, OFが繰返し荷重下で得られた $J_{\max}$ - Δa 曲線であり、Landesら⁽¹⁸⁾の指摘する繰返し J - R 曲線に相当するものである。しかし、このような $J_{\max}$ - Δa 曲線は初期き裂長さや最大荷重などの試験条件によって任意に変化するものであり⁽¹⁹⁾⁽²¹⁾⁽²²⁾、材料特性値ではあり得ない。

次に、図10に示した模式図の最終サイクルCDEで得られる J - R 曲線すなわち図12の曲線DEやFGの性質について検討してみると、次のような二通りの考え方ができる。その第1は、曲線DEやFGは、図12の曲線ABCで模式的に示したように、繰返し J -

R 曲線から単調増加荷重下での J - R 曲線に移移する過程であるとする見方である⁽¹⁹⁾。もう一方は、繰返し荷重によってリガメント部の材料特性が大きく変化していない以上、図10の荷重-変位曲線CDEは単調増加荷重の場合のそれらに等しいはずであるから、図12の曲線DEやFGは単調増加荷重下での J - R 曲線の一部であるとする見方である。しかし、現在のところこの点に関する詳細な研究例は見当たらず、今後の研究が待たれるところである。

応力比 $R=0.1$ の変動荷重下でゆっくりと成長していた疲労き裂が延性不安定破壊に移移した時の J 積分を単調増加荷重下での J_{inst} と比較して図13に示す。横軸は延性不安定破壊時のき裂長さである。単調増加荷重下での J_{inst} は a_0 を $26\sim 32$ mm の範囲内で5種類に変えて得られた結果である。図13で繰返し荷重下における J_{inst} を単調増加荷重下での J_{inst} と比較した場合、両者にはほとんど差がないことが分かる。これより、高コンプライアンスな荷重系において、変動荷重によってゆっくりと成長していた疲労き裂が、ついにその荷重に耐えられなくなって延性不安定破壊する時の挙動は、単調増加荷重下での試験結果に基づいて解析することが可能であると結論される。

4. 結 言

試験片の平面寸法を変化させたCT試験片と3点曲げ試験片を用いて、 J - R 曲線の試験片形状・寸法依存性ならびに延性不安定破壊特性の試験寸法、供試材のじん性レベルおよび荷重様式依存性を検討した結果次のような結論が得られた。

(1) 25%側溝付CT試験片と3点曲げ試験片で得られた単調増加荷重下での T_{mat} は $\omega (=b/J \cdot dJ/da)$ が2程度までは試験片形状や寸法に依らずよい一致を示した。

(2) 延性不安定破壊発生時の J 積分には明確な寸法効果が存在し、試験片寸法が大きいほど高い値を示した。

(3) 試験系のばね係数 K_M が J_{inst} に及ぼす効果は材料によって大きく異なっていた。すなわち、極め

図12 単調増加荷重および繰返し荷重下における J - R 曲線 (A材)

図13 単調増加荷重および繰返し荷重下における J_{inst} とき裂長さ (A材)

表5 繰返し荷重下における延性不安定破壊試験条件 ($R=0.1$)

Specimen	a_0 [mm]	$P_{\max}$ [kN]	$P_{\min}$ [kN]
1	25	53.9	5.4
2	28	37.2	3.7
3	34	19.6	2.0

て高じん性な A 材では, J_{inst} は K_M に大きく依存し K_M が増大するにつれて線形に増大していたのに対して, それほど高じん性ではない B 材では, J_{inst} は K_M にほとんど依存せず, ほぼ J_{P-max} 近傍の一定値を示していた。

(4) 応力比 $R=0.1$ の繰返し荷重下で延性不安定破壊試験を実施し, 得られた J_{inst} を単調増加荷重下でのそれと比較した結果, 両者はよく一致していることが判明した。

本研究は, 日本原子力研究所の依頼により, 日本溶接協会原子力研究委員会 TS 小委員会において実施された。ご指導ならびにご支援をいただいた東京大学名誉教授 安藤良夫主査, 横浜国立大学 小倉信和教授, 日本原子力研究所 宮園昭八郎室長ほか TS 小委員会各位に厚く感謝の意を表する。また原稿作成にあたり有益なご教示をいただいた東北大学 阿部博之教授, 高橋秀明教授, 庄子哲雄助教授ならびに実験にご協力いただいた東北大学 鬼沢邦雄, 菅野琢磨両君に厚く感謝の意を表する。

文 献

- (1) 日本機械学会規程 S 001, 弾塑性破壊じん性 J_{ic} 試験方法, (昭 56), 1, 日本機械学会.
- (2) ASTM 規格 E 813, (1981), 1, ASTM.
- (3) Paris, P. C., ほか 3 名, *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 668 (1979), 5.
- (4) Shih, C. F., ほか 2 名, 文献(3)の 65 ページ.
- (5) 坂・ほか 3 名, 機論, 47-424, A (昭 56), 1301.
- (6) Wilkowski, G. M., ほか 2 名, *Trans. ASME, J. Press. Vessel Technol.*, 103-4 (1981), 359.
- (7) 矢川・ほか 5 名, 機論, 50-451, A (昭 59), 483.
- (8) 杉江・ほか 4 名, 鉄と鋼, 9 (昭 58), 104.
- (9) 例えば, 矢川・ほか 2 名, 機論, 48-427, A (昭 57), 267.
- (10) 矢川・ほか 3 名, 「軽水炉圧力容器の熱衝撃に関する研究 (III)」成果報告書, (昭 59), 247, 日本溶接協会.
- (11) 白鳥・ほか 2 名, 機論, 48-430, A (昭 57), 776.
- (12) 高橋・矢川, 機論, 49-448, A (昭 58), 1548.
- (13) 三好・ほか 2 名, 機論, 50-453, A (昭 59), 904.
- (14) 金沢・ほか 2 名, 造船学会論文集, 146 (昭 54), 474.
- (15) Vassilaros, M. G., ほか 2 名, *NUREG, CR-2570* (1982), 1.
- (16) 安藤・ほか 3 名, 機論, 50-450, A (昭 59), 252.
- (17) Saka, M. and Abe, H., *Res Mech.*, 12-2 (1984), 111.
- (18) Landes, J. D. and McCabe, D. E., *ASTM Spec. Tech. Publ.*, 803 (1983), II-723.
- (19) 楠元・ほか 2 名, 機論, No. 840-10 (昭 59-10), 111.
- (20) 安藤・ほか 2 名, 「軽水炉一次系健全性の破壊力学評価に関する研究 (I)」成果報告書, (昭 60), 193, 日本溶接協会.
- (21) 安藤・ほか 2 名, 機論, 46-409, A (昭 55), 933.
- (22) 安藤・小倉, 第 28 回材料強度と破壊国内総合シンポジウム論文集, (昭 58), 18.
- (23) Ernst, H. A., ほか 2 名, *Sci. Paper Westinghouse R & D Center*, 80-103-JINTF-P 3, (1980), 1.
- (24) 安藤・ほか 2 名, 文献(10)の 51 ページ.
- (25) Hutchinson, J. W. and Paris, P. C., 文献(2)の 37 ページ.
- (26) Shih, C. F. and Kumar, U., *First Semiannual Rep. EPRI, G. E.*, RP 1237-1 (1979), 1.
- (27) 坂・ほか 3 名, 圧力技術, 22-2 (昭 59), 81.

討 論

〔質問〕 岩 館 忠 雄 [(株)日本製鋼所室蘭製作所]

A 材と B 材との間で, T_{mat} や J_{inst} の値が大きく異なっているが, 表 2 の機械的性質をみると, 両者の間にそれほど差があるとは思われない。破面観察などで, 両者の違いに関して, なにかお気づきの点があったら, お伺いしたい。

〔回答〕 有益な討論に感謝する。よく知られているように, 低合金鋼では, 熱処理などにより, 機械的性質 (σ_y や σ_b) は同じでも, じん性値を変化させることは可能である。本供試材の場合も, その例に対応するものと考えられる。ところで, 延性破壊じん性の一つの目安としては, シャルピの上部棚吸収エネルギーが考えられる。本供試材の場合には, 表 2 のこのエネルギー差以上に T_{mat} や J_{inst} の差が大きいうように思われる。一方, 試験温度が 100°C と高いために, 両鋼種共 100% 延性破面でした。しかし, 詳細な観察を行っていないために, ディンプルサイズや深さなどの微視的な

面での差異については明らかでなく, 今後機会があれば, ご指摘いただいた点を検討してみたいと考えている。

〔質問〕 長谷川 邦夫

[(株)日立製作所機械研究所]

供試材は機械的性質にあまり差のない 600 MPa 級の低合金調質鋼 A 材と B 材であるが, 図 4 や図 8 に示されているように, 両鋼種の T_{mat} や K_M 依存性が大きく異なっている。なぜこのように異なるのか教えていただきたい。

〔回答〕 岩館氏への回答を参照されたい。

〔質問〕 小 林 英 男 [東京工業大学]

繰返し J - R 曲線 (J_{max} - Δa 曲線) について, 著者らの見解が質問者らの見解に対して明確ではないので, 確認したい。まず, 質問者らの見解は以下のとおりである⁽¹⁹⁾。繰返し J - R 曲線は時間 (繰返し数) 依存, 応力比依存の疲労き裂進展曲線を非時間依存, 除荷なし

の表示に置き換えた見かけ上のものであり、それは終局的に静的 J - R 曲線へ遷移し、延性不安定破壊は必ず静的 J - R 曲線上で生じる。しかるに、著者らの見解では、繰返し J - R 曲線 (図 12 の DE, FG) が試験条件によって任意に変化することを認めながら (469 ページ左欄下 5~2 行め)、一方では、静的 J - R 曲線への遷移過程あるいは静的 J - R 曲線の一部のいずれかとしている (469 ページ左欄下 2 行め~470 ページ右欄 9 行め)。いずれかではなく、遷移過程であって、終局的には静的 J - R 曲線の一部となるのではないか。

〔回答〕 有益な討論に感謝する。

いわゆる繰返し J - R 曲線は論文 (469 ページ左欄 13 行~15 行め) に明記したごとく、図 12 の曲線 OA, OD および OF までであると考えている。この繰返し J - R 曲線の特性については、469 ページ左欄下 5 行

~2 行めのごとく、諸条件によって変化するものであり、材料定数ではあり得ないと考えており、質問者の見解に全く賛成である。

しかし、繰返し J - R 曲線に続く、図 12 の DE や FG は図 10 の最終サイクル CDE のもとで得られたものであり、繰返し荷重下で得られたものではない。したがって、図 12 の DE や FG の部分は、繰返し J - R 曲線の一部ではなく、469 ページ左欄下 1 行~右欄 5 行めのごとく、(1)繰返し J - R 曲線から静的 J - R 曲線への遷移過程、(2)静的 J - R 曲線の一部のいずれかであると考えている。

したがって、著者らは、繰返し荷重下で得られた図 12 の OA, OD および OF の部分と、一方向負荷である最終サイクルで得られた図 12 の DE および FG 部分は明確に区別すべきであると考えている。