SUS 304 鋼の室温・定荷重下の安定き裂伝ば特性*

武藤 睦 治^{*1}, 坂 本 勲^{*1}
北 村 昭^{*2}, 中 川 信 夫^{*3}Stable Crack Growth in SUS 304 Stainless Steel
under Constant Loading at Room TemperatureYoshiharu MUTOH, Isao SAKAMOTO,
Akira KITAMURA and Nobuo NAKAGAWA

Room temperature constant-loading fracture toughness tests on SUS304 stainless steel showed significant creep. Time-dependent crack growth was found in fracture toughness tests. The critical J -value at the stabilized load above which unstable fracture occurs, was significantly lower than the J_{IC} -value. The crack growth resistance under constant-loading was also lower than that under the conventional displacement-controlled fracture toughness test. The stable crack under constant-loading seemed to propagate intermittently. The condition for general yielding of the specimen may be a necessary condition for unstable fracture under constant-loading.

Key Words: Fracture, Fracture Toughness, Stable Crack Growth, Constant Loading, Low Temperature Creep, SUS 304 Stainless Steel

1. 緒 言

現在の破壊靱性試験規格⁽¹⁾によれば, 変位制御負荷が推奨され, 動的効果およびクリープ効果の影響を避けるため負荷速度に上限および下限が設けられている。しかし, 実用構造物は, 例えば压力容器, パイプライン等のように, 変位制御でなく荷重制御に近い負荷をうける場合も多い。このような荷重制御下で低負荷速度あるいは一定荷重負荷をうける場合のき裂発生・伝ば特性と規格に基づく変位制御破壊靱性試験より得られた J_{IC} 値および R 曲線との関連などには不明の点が多い。

き裂材の定荷重下における破壊挙動についてこれまでも多くの検討が試みられている^{(2)~(10)}。それらによると広範囲の構造用鋼について, 延性き裂が発生する負荷レベル以上で荷重を一定に保持すると, 時間とともにき裂は伝ばする。また, さらに高いある負荷レベル以上で荷重を保持すると破断に至る。しかし, き裂発生・伝ば過程の詳細ならびにこの時間依存のき裂伝

ば挙動を支配する力学パラメータなど必ずしも明らかとは言えない。

著者らは前報⁽¹¹⁾において, 高張力鋼 HT 80 を用い室温・定荷重下の变形・破壊挙動を調べ, 定荷重下のき裂伝ば抵抗が通常の J_{IC} 試験で得られるそれよりも小さいこと, き裂の伝ばが間欠的に生じていることなどを明らかにした。本研究においては, オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 をとりあげ, 前報と同様に室温・定荷重下の变形・破壊挙動を調べるとともに, 定荷重下での不安定破断への移行条件および試験雰囲気の影響等についても検討した。

2. 実 験 方 法

供試材は, 表 1 にその化学成分を示すオーステナイト系ステンレス鋼 SUS 304 鋼圧延材(板厚 28 mm)である。用いた試験片は, 図 1 および図 2 に示す引張試験片および CT 試験片であり, CT 試験片の板厚 25.4 mm および 12.7 mm のものには, 板厚に対し 25 % の側溝を導入した。試験片採取方向はすべて L - T 方向である。疲労予き裂は JSME 基準を十分満足する $K_{I\max}$ で導入し, $a/W=0.6$ (a : き裂長さ, W : 有効板幅)となるようその長さを制御した。引張りならびに CT 試験片のいずれの定荷重試験とも温度 20°C, 湿度 55

* 昭和 62 年 3 月 14 日 関西支部第 62 期定時総会講演会において講演, 原稿受付 昭和 61 年 7 月 9 日。

^{*1} 正員, 長岡技術科学大学 (〒940-21 長岡市上富岡町)。

^{*2} 正員, 日本鋼管㈱ (〒210 川崎市川崎区南渡田町)。

^{*3} 日本鋼管㈱。

%の恒温恒湿下で油圧サーボ式疲労試験機を用い、試験片に単調に荷重を加え、所定の変形レベルで荷重を保持することにより行った。荷重保持までの負荷速度は 20 kN/min, 180 kN/min の 2 種類とした。引張試験片の直径の変化を差動トランスを用い測定し、真ひずみ $\epsilon_{tr} (=2 \ln(d_0/d))$; d : 試験片直径, d_0 : 初期の試験片直径) を求めた。CT 試験片の荷重線変位はクリップゲージを用い測定し、き裂伝ば量は、試験片背端部に超音波探触子 (5 MHz, $\phi 5$) を当て、超音波探傷器を用いて測定した。定荷重試験中の AE 信号の測定も行った。AE 信号測定の詳細は、文献(11)と同一であり、試験機は装置等の制約のため容量 19.6 kN のクリープ試験機を用いた。また、定荷重下のき裂伝ば挙動に及ぼす雰囲気の影響を検討するため、真空雰囲気中における定荷重試験を行った。試験には、真空容器付容量 29.4 kN のクリープ試験機を用い、 $2 \sim 3 \times 10^{-4}$ Torr の真空雰囲気中、室温にて行った。試験終了後の試験片は、走査形電子顕微鏡 (SEM) を用いて破面観察を行った。定荷重下の安定き裂伝ば挙動を評価するパラメータとして J 積分、正味断面応力 σ_{net} および修正 J 積分 $\bar{J}$ を用いた。 J 値の算定には JSME 基準で採用されている簡便式⁽¹²⁾を用いた。ただし、側溝付試験片の板厚として有効板厚 $B_{eff} = B - (B - B_n)^2/B$ を用いた⁽¹³⁾。ここで、 B は公称板厚および B_n は側溝部の正味板厚である。 $\bar{J}$ 値は、CT 試験片に対する次式に示す簡便式を用い算定した⁽¹⁴⁾。

表 1 供試材 (SUS 304 鋼) の化学成分

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
0.06	0.74	1.24	0.027	0.005	0.09	8.45	18.10	0.11

図 1 引張試験片

図 2 CT 試験片

$$J = (2\alpha - 1) / (\alpha + 1) \cdot \sigma_{net} \cdot \dot{V} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 α はクリープ指数、 $\sigma_{net} = P/B(W-a)$, (P : 荷重, B : 板厚) および $\dot{V}$ は荷重線変位速度である。

なお、比較のため JSME 基準⁽¹²⁾に従った J_{IC} 試験も同時に行った。

3. 実験結果および考察

3.1 定荷重下の引張変形挙動 図 3 に引張試験片の定荷重下における全ひずみと保持時間の関係を示す。図より、時間とともにひずみの増加の割合がしだいに小さくなるのが確認され、典型的な対数クリープ挙動を示している。荷重レベルが高くなり、最大荷重に近づいても破断までは至らず、途中でひずみが飽和している。著者らは、前報⁽¹⁰⁾で HT 80 鋼について同様の試験を行ったが、最大荷重に近い荷重レベルで保持した場合、高温における回復クリープと類似のクリープ曲線を示し、破断に至る場合も認められた。このような SUS 304 鋼と HT 80 鋼の定荷重下の変形破壊挙動の相違がどのような材料特性と関連しているのか検討するため、HT 80 鋼と結晶構造が同一 (bcc) で加工硬化率および延性等の異なる S 10 C 鋼, SUS 304 鋼と結晶構造が同一 (fcc) で加工硬化率および延性等の異なるタフピッチ銅 (Cu) および工業用純アルミニウム (Al) を用い SUS 304 鋼の場合と同一の試験片形状および試験方法で定荷重下の変形破壊挙動を調べた。それらの材料の機械的性質を表 2 に示す。また真ひずみと定荷重保持後の時間の関係を図 4 に示す。図よりわかるように、いずれの材料の場合も SUS 304 鋼の場合とは異なり HT 80 鋼の場合と同様のクリープ曲線を示した。定常クリープは、材料の加工硬化と回復が釣り合った状態と考えられており、室温では後者は十分小さいので両者は釣り合うことなく、定常クリープは存在しないと考えられる⁽¹⁵⁾。したがって、HT 80 鋼, S 10 C 鋼, Cu および Al の場合、見掛け上は別として遷移クリープから直接加速クリープへ移行しているとみ

図 3 SUS 304 鋼の真ひずみと保持時間の関係

なすべきかもしれない。一方、SUS 304 鋼がそれらの材料とは異なり、加速クリープを示さないのは、表 2 を参照すると加工硬化率が高く変形の局所化を生じにくいためのように思われるが、さらに詳細な検討を要する。

なお、定荷重保持試験で破断した試験片の破面を各材料について観察したが、いずれの破面ともディンプル破面を呈しており、通常の引張試験における破面との相違は認められなかった。

3・2 定荷重下のき裂伝ば抵抗曲線 図 5 に荷重保持までの負荷速度が 20 kN/min における CT 試験片の荷重線変位と保持時間の関係を示す。図中の矢印(↑)は、破断に至ったことを示している。本実験範囲内では、荷重線変位は保持時間とともに増加し、破断に至る場合も認められた。破断に至るまでの時間は、荷重保持時の J 値 J_h が大きいほど短くなっており、荷重線変位の時間に伴う増加は板厚が薄いほど、また保持に至るまでの負荷速度が速いほど大きいようである。注目すべきことは、定荷重下においてはき裂発生・伝ばが J_{IC} 値以下の J レベルで荷重保持した場合でも生じており、破断に至る場合のあることである。これまでの報告によれば、定荷重下でき裂が伝ばし破断に至るのは J_{IC} 以上の J レベルで保持された場合であるが⁽⁴⁾⁽⁵⁾⁽⁸⁾⁽¹⁰⁾、SUS 304 鋼においてはそれらとは異なっており、構造物の設計上配慮すべききわめて重要なことと思われる。

図 6 および図 7 にそれぞれ板厚が 25.4 mm および

6.35 mm の CT 試験片の定荷重保持後の J と安定き裂長さ Δa の関係を示す。なお、図中には 25.4 mm の板厚の CT 試験片を用いて JSME 基準に従って行った靱性試験から得られた R 曲線を実線で示してある。一定荷重保持後の J 値は破壊靱性試験規格⁽¹²⁾に採用されている荷重/変位曲線に基づく簡便法を形式的に拡張・適用し求めたものである。このような形式的適用によれば定荷重保持下のき裂伝ば抵抗は通常の変位制御の靱性試験におけるそれよりも小さかった。佐藤ら⁽⁸⁾は HT 80 鋼の三点曲げによる定荷重下のき裂伝ば試験において、また著者ら⁽¹⁰⁾は、別に行った HT 80 鋼において本実験と同様の結果を得ている。これに対し、田中ら⁽⁶⁾は、3.8 Ni-Cr-Mo-V 鋼を用い、また、

図 5 荷重線変位と保持時間の関係

図 6 定荷重下の J と Δa の関係 ($B=25.4$ mm)

表 2 供試材の機械的性質

	σ_y (MPa)	σ_B (MPa)	Elong. (%)	n	292K T_m (K) °
SUS304	304	704	55.3	0.48	0.17
Al	76	94	46.0	0.41	0.31
Cu	213	246	52.0	0.36	0.22
S10C	276	388	52.4	0.30	0.17
HT80	790	836	24.3	0.19	0.17

° T_m : Melting point

図 4 S10C 鋼, Al, Cu の真ひずみと保持時間の関係

浦部ら⁽⁷⁾は軟鋼を用い定荷重下のき裂伝ば試験を行い、その場合のき裂伝ば抵抗曲線は通常の変位制御の靱性試験の場合と一致すると結論している。このような相違がどのような試験条件あるいは材料特性に起因するのか必ずしも明らかではない。しかし、いずれにしても定荷重下のき裂伝ば抵抗は通常の靱性試験のそれと同等か、むしろ小さく、構造部材が変位拘束状態でない場合は、通常靱性試験から求めたき裂伝ば曲線が危険側の評価を与える可能性がある。また、図より定荷重保持までの負荷速度が小さいほうがより低い伝ば抵抗を示していることがわかる。その原因としては、負荷速度が遅いほど同一荷重に達するまでにより大きな変形をうけており、その後の定荷重下ではより小さな変形でき裂が進展するものと推察されるが必ずしも明らかではない。

3.3 破面観察 図8に破面観察の一例として、板厚 25.4 mm, 負荷速度 180 kN/min, 保持時の J 値が $J_h=172.4$ kJ/m の場合を示す。20°C, 55%の恒温・恒湿下では、本実験範囲内において条件によらず定荷重下のき裂伝ば部に相当する破面の特徴は、同様であった。すなわち、図よりわかるようにその破面上にはデインブルはほとんど認められず、全体に擬へき開と思われる平坦な破面で占められている。図9に一例を示すように、通常靱性試験における破面はデインブル破面であり、顕著な相違が認められた。図10に定荷重保持中に試験を中断した試験片の縦断面により観

察した安定き裂伝ば形態を示す。図よりわかるように、き裂先端はきわめて尖鋭であり、その近傍にボイドの形成も認められず破面同様、ボイドとの連結によりき裂が伝ばする様子が観察される通常靱性試験の場合とは、顕著な相違が認められた。また、破面近傍の縦割断面の組織観察によると、破面近傍では加工誘起のマartenサイト変態が認められ、詳細は不明であるがマartenサイトが環境の影響により脆化し、擬へき開破壊を生じたものと推察される⁽¹⁶⁾。

3.4 き裂伝ば速度 これまで述べてきたように、定荷重下では時間依存のき裂伝ばを生ずる。そこで、そのときのき裂伝ば速度を評価するパラメータについて高温クリープの場合に習って σ_{net} と $\dot{J}$ を用い検討した。図11に σ_{net} とき裂伝ば速度 da/dt の関係を示す。また、図12に $\dot{J}$ と da/dt の関係を示す。なお、 $\dot{J}$ の算定に際しては室温では α は十分大きいと考え $(2\alpha - 1)/(\alpha + 1) \approx 2$ と仮定した。図11および図12からわかるように σ_{net} で整理した場合、板厚、負荷速度の影響が現れているが、 $\dot{J}$ の場合にはそれらによらず、 da/dt とほぼ一対一の対応関係が認められた。ただし、このような定常クリープが存在しないと考えられる室温・定荷重下のき裂伝ば問題への $\dot{J}$ の適用は、現段階では形式的拡張であり、得られたクリープ曲線が見掛け上高温における回復クリープの場合と類似していることのみを適用の根拠としている。

3.5 AE法による定荷重下のき裂伝ば挙動の検討

図8 定荷重下の安定き裂伝ば破面の観察例 ($J_h=172.4$ kJ/m², $\nu=180$ kN/min, $B=25.4$ mm)

図9 通常の J_{IC} 試験における安定き裂伝ば破面の観察例

これまで、弾塑性破壊靱性試験に AE 法を適用し、材料の破壊靱性の評価を試みた例は多いが、定荷重下のき裂伝ば試験に AE 法を適用した例はほとんどないようである。そこで本実験において、定荷重下のき裂伝ば試験中に AE 法の適用を試みた。その結果から AE エネルギー、AE イベントカウントと荷重線変位の関係を図 13 に示す。図よりわかるように、荷重線変位の増加とともに大小の突発形 AE エネルギーがひんぱんに計測され、スケールオーバ(図中矢印↑)するものも見られた。なお、安定き裂伝ば過程では、 J_{IC} 以下で荷重保持した場合も J_{IC} 以上で荷重保持した場合と同様な突発形 AE エネルギー発生傾向を示した。また、AE イベントカウントは安定き裂が伝ばするとともに増加した。安定き裂伝ば過程で、スケールオーバした AE エネルギー発生間隔は、実験中に計測した荷重線変位-時間曲線およびき裂長さ-時間曲線を用いてき裂進展量に換算すると、約 $90 \mu\text{m}$ に相当していた。このような AE 計測結果より、室温・定荷重下の安定き裂伝ばは図 14 に示す模式図のような伝ば過程をとっているものと考えられる。すなわち、き裂前縁には斜線部のような局部的に微小に伝ばする領域があり、この部分が形成される段階が大小の AE エネルギー計測部に相当し、スケールオーバした AE エネルギーは、そのエネルギーが前述の AE エネルギーに比べはるかに大きいことから、き裂が前縁に沿ってほぼ一様に一定の長さ(約 $90 \mu\text{m}$)進展したことに対応しているものと推察される。この一定の長さはき裂先端開口量やプロセスゾーンに関連していることが予想されるが、さらに詳細な検討を要する。

図 10 定荷重下の安定き裂伝ば形態の観察例
($J_h = 294.7 \text{ kJ/m}^2$, $v = 20 \text{ kN/min}$, $B = 25.4 \text{ mm}$)

図 11 σ_{net} と da/dt の関係

図 12 j と da/dt の関係

に計測され、スケールオーバ(図中矢印↑)するものも見られた。なお、安定き裂伝ば過程では、 J_{IC} 以下で荷重保持した場合も J_{IC} 以上で荷重保持した場合と同様な突発形 AE エネルギー発生傾向を示した。また、AE イベントカウントは安定き裂が伝ばするとともに増加した。安定き裂伝ば過程で、スケールオーバした AE エネルギー発生間隔は、実験中に計測した荷重線変位-時間曲線およびき裂長さ-時間曲線を用いてき裂進展量に換算すると、約 $90 \mu\text{m}$ に相当していた。このような AE 計測結果より、室温・定荷重下の安定き裂伝ばは図 14 に示す模式図のような伝ば過程をとっているものと考えられる。すなわち、き裂前縁には斜線部のような局部的に微小に伝ばする領域があり、この部分が形成される段階が大小の AE エネルギー計測部に相当し、スケールオーバした AE エネルギーは、そのエネルギーが前述の AE エネルギーに比べはるかに大きいことから、き裂が前縁に沿ってほぼ一様に一定の長さ(約 $90 \mu\text{m}$)進展したことに対応しているものと推察される。この一定の長さはき裂先端開口量やプロセスゾーンに関連していることが予想されるが、さらに詳細な検討を要する。

3.6 真空雰囲気中における定荷重下のき裂伝ば挙動
前述したように、SUS 304 鋼の室温・定荷重下の安定き裂伝ば破面は、通常の靱性試験のディンプル破面とは異なり環境の影響をうけたと思われる擬へき開破面であった。これまでに、オーステナイト系

図 13 AE 特性と荷重線変位の関係

図 14 定荷重下の安定き裂伝ば過程の模式図

テンレス鋼は環境の影響により、き裂伝ば破面、き裂伝ば速度等が変化し破壊強度が異なることが指摘されている⁽¹⁶⁾。そこで本研究では、室温・定荷重下のき裂伝ばに及ぼす環境の影響を検討するため、湿度零である真空雰囲気中で定荷重試験を行った。

図 15 は真空雰囲気中における定荷重試験結果から、荷重線変位と保持後の時間の関係を示したものである。図より、真空中で定荷重試験を行った場合でも、20°C、55%の恒温・恒湿下で行った場合と見掛け上同様のクリープ挙動を示し、破断に至る場合も見られた。荷重保持時の J 値 J_h のレベルが同様のものを真空中と恒温・恒湿下の場合を比較すると、真空中の場合のほうが荷重線変位の時間に伴う増加量が若干大きいようであった。さらに、真空中でも J_{IC} 以下で荷重保持しても破断に至っていた。また、真空中で荷重保持し破断に至った場合の安定き裂伝ばの破面はディンプル破面であったことから、恒温・恒湿下で見られた擬へき開破壊は湿度がある値以上でおこることが考えられ、SUS 304 鋼の室温・定荷重試験下のき裂伝ば過程は、環境（湿度）の影響を強くうけるようである。

3.7 不安定破壊への移行について 図 16 に定荷重試験中に不安定破断に至った場合を定荷重保持時の J 値 J_h との関係で示す。実線は通常の靱性試験の J - Δa 曲線である。図中に小さい丸印で示す点は破断に至らなかった場合を、大きい丸印で示す点は破断に至った場合を示している。図より、20°C、55%の恒温・恒湿下および真空雰囲気中のいずれの場合でも SUS 304 鋼は J_{IC} 以下で荷重保持した場合にも不安定破断に至っている。当初、SUS 304 鋼の室温・定荷重試験は恒温・恒湿下で行った場合、環境の影響をうけるため通常の靱性試験と破壊機構が異なり、 J_{IC} 以下のレベルで荷重保持しても破断に至ったものと考えられた。しかし、真空中においても J_{IC} 以下のレベルで荷重保持しても破断に至ったことから、SUS 304 鋼においては破壊形態によらず室温・定荷重下で J_{IC} 以下のレベルで荷重保持しても、破断に至ることが確認され

た。したがって、SUS 304 鋼を使用した構造物が室温・定荷重下にさらされるような場合、 J_{IC} 値を設計の基準値として採用することは危険側の評価を与えることになるので、十分な配慮が必要と思われる。

不安定破壊への移行についてさらに検討するため、本実験で用いた各試験片における全断面降伏荷重 P_{Cr} と、不安定破断に至る場合の下限の保持荷重 P_c を表 3 に示す。なお、 P_{Cr} の算定には十分深いき裂で曲げのみをうけると仮定し次式を用いた⁽¹⁷⁾。

$$P_{Cr} = \frac{0.35\sigma_y B(W-a)^2}{(W+a)/2} \dots\dots\dots (2)$$

表からわかるように、 P_c は P_{Cr} と極めて近い値を示しており、不安定破断への移行が JSME 等の基準に従い求めた J_{IC} との大小関係でなく、試験片形状等に依存した全断面降伏条件が必要条件となっている可能性がある。そこでさらに前報⁽¹⁰⁾で用いた HT 80 鋼についても P_{Cr} および P_c を表 3 に示した。板厚が 6.35 mm の試験片の場合 P_{Cr} 以下で不安定破断に至っているようにもみえるが、SUS 304 鋼の場合と同様、一般的に P_c は P_{Cr} とほぼ等しく、 P_{Cr} を超える荷重で保持した場合不安定破断に至っているようである。青木ら⁽⁹⁾は、き裂進展方向のリガメント部における塑性変形が弾性領域の存在の有無により影響をうけ、全断面降伏を生じていなければ弾性域の拘束により定荷重保持中における開口変位はほとんど増加せず、全断面降伏下で開口変位の増加挙動がみられると主張している。しかし、佐藤ら⁽¹⁸⁾は、定荷重下のき裂伝ば過程の詳細な検討を行い、進展するき裂先端近傍のひずみはき裂先端の COD により定まり、荷重（ネット応力）によつては一義的に定まらないことを明らかにしている。また、本実験結果によれば、図 5 からわかるように、き裂開口の増加挙動は P_{Cr} 以下の荷重で保持した場合も P_{Cr} 以上の場合と特に大きな相違は認められ

図 15 真空中における荷重線変位と保持時間の関係

図 16 J_h と不安定破断の関係

表 3 各条件における P_C と P_{Gv}

	atmosphere	B(mm)	P_C (kN)	P_{Gv} (kN)
SUS304	air	25.4	24.5	25.5
	air	6.35	5.7	6.8
	vacuum	12.7	11.9	12.8
HT80	air	25.4	65.3	65.2
	air	6.35	15.4	18.3

ない。一方、青木らの実験結果は、全断面降伏荷重以上では本実験の場合と同様不安定破断に至っているようであり、全断面降伏が不安定破断の要件となっているという前述の推察を支持する結果とみることができる。

4. 結 言

SUS 304 鋼を用い、室温・定荷重下における引張変形挙動および安定き裂伝ば挙動を検討した。主要な結論は以下のとおりである。

(1) 引張試験片は、室温・定荷重下において降伏応力を超えた高応力レベルで顕著なクリープ変形を示したが、保持時間に伴いひずみが飽和し破断には至らなかった。

(2) き裂材においては、室温・定荷重下で安定き裂伝ばを生じ、破断に至る場合も認められた。き裂伝ば抵抗は通常の変位制御による靱性試験のそれより小さかった。

(3) 室温・定荷重下の安定き裂伝ば破面は、湿度 55% の条件下では通常の靱性試験で見られるディンプル破面とは異なり、脆性的な擬へき開破面であった。その破壊過程は AE 計測結果より、き裂がき裂先端開口量やプロセスゾーンと関連した一定の長さを単位として間欠的に伝ばしているものと推察された。

(4) 真空雰囲気中で定荷重試験を行った場合、前述の湿度 55% の場合とほぼ同様の荷重線変位と時間の関係が得られた。しかし、破面はディンプル破面となっており顕著な差が認められた。したがって、SUS

304 鋼の定荷重下のき裂伝ば挙動は環境(湿度)の影響をうけ、湿度がある値以上では擬へき開破壊を起こすものと推察される。

(5) 定荷重下で不安定破断に至る保持時の J 値 J_h は SUS 304 鋼の場合 J_{IC} 値より小さく、定荷重下にさらされる構造物を J_{IC} を基準にして評価すると危険側となり、注意を要する。

(6) さらに詳細な検討を要するが、全断面降伏が定荷重下における不安定破断の要件となっているようである。

終わりに、真空中での定荷重試験の遂行に当たり多大のご協力をいただいた大阪大学 大隅清嗣教授、久保司郎助教授に謝意を表す。

文 献

- (1) Duffy, A. R., ほか 2 名, *Practical Fracture Mechanics for Structural Steel*, Section M, (1969), Chapman & Hall.
- (2) Elliott, D., ほか 2 名, *Practical Application of Fracture Mechanics to P/V Technology*, I. Mech. E., London, (1971), 217.
- (3) Fearnough, G. D., ほか 3 名, 文献(2)の 119 ページ.
- (4) Green, G. and Knott, J. F., *J. Mech. Phys. Solids*, 23 (1975), 169.
- (5) Tsuru, S. and Garwood, S. J., *Proc. ICM3*, Cambridge, 3 (1979), 519.
- (6) 田中・ほか 3 名, 機講論, No. 820-12 (昭 57-10), 15.
- (7) 浦辺・ほか 3 名, 機講論, No. 830-2 (昭 58-3), 190.
- (8) 佐藤・ほか 2 名, 日本造船学会論文集, 155 (昭 59), 351.
- (9) 青木・木内, 日本造船学会論文集, 158 (昭 60), 580.
- (10) 武藤・ほか 2 名, 機論, 52-474, A (昭 61), 492.
- (11) 中村・ほか 4 名, 鉄と鋼, 64 (昭 53), 851.
- (12) JSME S001-1981.
- (13) 武藤・ほか 3 名, 機論, 51-468, A (昭 60), 2008.
- (14) 大隅・ほか 4 名, 材料, 27 (昭 53), 1021.
- (15) Mclean, D., *Mechanical Properties of Metals*, (1969), Chap. 9, John Wiley & Sons, Inc.
- (16) 例えば, 三好・ほか 2 名, 第 23 回シンポジウム講演論文集, No. 860-3 (昭 61-7), 279.
- (17) Knott, J. F., *Fundamentals of Fracture Mechanics*, Butterworths, (1973), 173.
- (18) 佐藤・ほか 2 名, 日本造船学会論文集, 159 (昭 61), 377.

討 論

〔質問〕 豊田 政男〔大阪大学工学部〕

(1) 結論(5)における J_{IC} 以下でも定荷重下で延性破断する可能性があることは非常に影響が大きいのであるが、これは J_{IC} の定義に関連すると思われる。 J_{IC} 以下での破断の機構と従来規格の J_{IC} 決定法に関してお考えをご教示願いたい。

(2) 結論(6)に関連し、討論者らの炭素鋼におけ

る実験などから考え、全断面降伏はクリープひずみを生じさせる要件ではあるが、必ずしも延性不安定破断に至る条件ではない。引張り形の試験片についてこの点を明らかにすることは設計上重要であるがお考えをご教示願いたい。

(3) 本実験の SUS 材については、湿度の影響のため破壊様式さえ変わるという興味深い指摘である

付図 1 J と Δa の関係(付1)

が、大気中、真空中の結果の比較から破壊抵抗(e.g. J_R -curve) そのものも変化しているのか結果を示していただきたい。これは、環境の影響を工学上重視すべきかどうかの結論を与えるものと思われる。また、図 14 のような破壊機構は破面様相でも確認できるものか。

〔回答〕 (1) 本論文の J_{IC} 値は JSME S001 に準じ R 曲線法に基づいて求めたものである。付図 1 は以前に著者が延性き裂発生過程を詳細に観察した際に得られた、本供試材とロットは異なるが同一規格の SUS304 鋼の J - Δa 曲線である(付1)。 SZW_0 は破面から通常の方法で求めた SZW_c からき裂発生後に生ずる割れ部の幅を差し引いたストレッチ・ゾーン幅である。ここで、 SZW_0 と鈍化直線の交点が J_{IC} と定義すれば、SUS304 鋼の場合も他の鋼と同様、 J_{IC} 値以上で不安定破断に至ることになる。SUS304 鋼のような材料の J_{IC} 試験法については今後検討が必要と思われる。

(2) 全断面降伏が不安定破断の条件ではないという主張はそのとおりと思われる。著者らは不安定破断の条件は基本的には、負荷系により加えられる仕事と系全体の弾性エネルギーのバランスの問題と考えている。著者らの主張は、CT 試験片ではき裂先端でのク

リープ変形挙動は全断面降伏の前後で大きく異なっているわけではないが、それを超えた場合に不安定破断に至っているの、全断面降伏が定荷重下で不安定破断を生ずるための要件の一つとなっているのではないかとのことである。

(3) 真空中では装置の制約からき裂長さの測定を行っていない。図 14 で示した間欠的伝ばの形跡は破面上では明確には認められない。これは前報⁽¹⁰⁾の HT80 鋼の場合と異なり、脆性のき裂のため間欠的伝ばの際に大きなき裂開口を要しないためと思われる。

〔質問〕 青木 満〔神戸製鋼所機械研究所〕

討論者ら(付2)⁽⁹⁾、Garwood(付3)および佐藤ら(付4)は、引張形の試験片を用いて定荷重下で試験を行い、開口変位の増加は、全面降伏が生じていなければほとんど生じないことを明らかにしている。著者らの実験では、このような現象が認められないとしているが、前記実験結果との相違は、材料によるのか、負荷様式によるのか、あるいはそれ以外の理由によるのかご教示願いたい。なお、本文の文献(9)および次に示す(付2)~(付4)での使用材料は、軟鋼、SM58Q、HT80 および ASTM SA533B Cl. 1 である。

〔回答〕 著者らは、本論文で扱った SUS304 鋼だけでなく、前報⁽¹⁰⁾における HT80 鋼においても、不安定破壊への移行の有無は別にして、き裂開口の増加割合が P_{cr} を境にして大きく異なるような現象は観察していない。討論者の指摘する引張形試験片による結果と著者らの結果の相違についてはさらに詳細に検討する必要があるが、現時点では負荷形式の影響が大きいと推察される。

(付1) 武藤・ほか2名, 材料, 33-372 (昭59), 1160.

(付2) 青木・ほか2名, 鉄と鋼, 69-13 (昭58), S1250.

(付3) Garwood, S. J., Int. Conf. Struct. Mech. React. Technol., 7-G/H (1983), GF4.8, 319-327.

(付4) 佐藤・ほか2名, 日本造船学会論文集, 第160号, (昭61), 書面討論の回答, 632.