溶接再現熱サイクル材における動的破壊靱性値 $K(T, \dot{K})$ の挙動*

菊田米男** 落合真一郎** 大杉卓生*** 平山朝朗****

Dynamic Fracture Toughness $K(T, \dot{K})$ Behaviors
at Simulated Weld of SM-50 Steel*

by Yoneo Kikuta**, Shin-Ichiro Ochiai**, Akio Ohsugi*** and Asao Hirayama****

It is known that fracture toughness value changes, within the same material, depending on the ambient temperature and loading rate used for testing. For some material, fracture toughness value obtained at rapid loading rate is considerably lower than the one by static case. Thus the former value has more critical meaning on fracture mechanics standpoint.

We have succeeded for the first time to measure dynamic fracture toughness $K(T, \dot{K})$ behaviours by using calibrated piezo-electric transducer for load detection. The signal is amplified by charge amplifier, and is recorded by digital memory. SM 50 steel was chosen for the present investigation because of its expectedly strong loading rate dependence of fracture toughness value. For dynamic testing, extraneous signals due to inertial loading and specimen vibrations were circumvented by lowering initial tup velocity.

$K(T, \dot{K})$ was measured at the temperature range between -196°C and room temperature. Strong loading rate dependence was found for simulated H.A.Z. and base metal. On the other hand, simulated weld-bond, which has poor toughness at slow bend test, has small dependence of fracture toughness value on loading rate. The difference in the dependences is very clear at higher temperature range, and they both become less sensitive to loading rate as temperature decreases toward -196°C where the loading rate dependence essentially disappears. Furthermore, temperature dependence of fracture toughness value was found to be large for simulated H.A.Z. and base metal while the dependence is much less for simulated weld-bond.

1. 緒 言

材料の破壊靱性は温度、荷重速度、板厚などに依存することが知られており、高荷重速度においては破壊靱性値が低下することが Rolfe¹⁾、Bedesem²⁾ らによって指摘されている。このことは原子炉圧力容器、各種タンク、パイプラインなどのごとく衝撃荷重の負荷される可能性のある構造物においては、安全設計上非常に重要な意味を持つと考えられる。以上のことを反映して原子炉圧力容器などを対象とした ASME boiler and pressure vessel code, section III, nuclear vessels, appendix G においては動的あるいはき裂伝播阻止の破壊靱性が実際に採用されている。また Esso 社³⁾の基準においては圧力容器類に対して動的な破壊靱性が採用されるべきであるとしている。また ASTM においても動的破壊靱性計

測法として比較的簡便な計装化シャルピー衝撃試験法の測定方法や、測定上の問題点などを記した ASTM, STP 563 (1974)⁴⁾ が刊行されている。このように動的荷重における破壊靱性測定法の研究が多く行なわれるようになってきたが、簡便かつ精度の高い方法というものはいまだ確立されていないようである。とくに溶接部における動的破壊靱性についてなされた研究は数少ない。

こういった現状において著者らは広く用いられる構造用鋼としての SM50 材を用いて 2 種類の入熱に対して溶接再現熱サイクルを行ない、ボンド部、HAZ 部を想定したシャルピー試片を用いて溶接部の動的破壊靱性の研究を行なった。また高温域での平面ひずみ破壊靱性を評価する一つのパラメータとして Equivalent Energy 法⁵⁾による破壊靱性値 K^* を導入した。また一般に破壊靱性は温度と荷重速度の関数であるので、これを $K(T, \dot{K})$ と表現する方法をとった。測定方法としては高速現象データ処理機と水晶の荷重センサー、チャージアンプの組合わせによる精度の高い計装化シャルピー試験機を用いて動的三点曲げ試験を行ない動的破壊靱性を求めた。またインストロン型試験機によって静的 3 点曲げ

*原稿受付 昭和51年10月25日(昭和51年度春季全国大会にて発表)

**正 員 大阪大学工学部 Member, Faculty of Eng., Osaka University

***正 員 東洋運搬機 Member, Toyo Carrier Machine Co., Ltd.

****学 生 員 大阪大学工学部 Student Member, Faculty of Eng., Osaka University

試験をも行ない、静的破壊靱性をも求めて、溶接部破壊靱性の荷重速度依存性と温度依存性を明らかにした。

2. 実験方法

2.1 試験片

供試鋼材は板厚 25 mm の SM 50 材であり Table 1 にその化学組成を示す。試片は、素材並びに溶接再現熱サイクルを行なったものより切り出した。シャルピー試片の切り出し方、試片形状、寸法は Fig. 1 に示す通りであり、その長手方向は圧延方向と一致させてある。溶接再現熱サイクル試片としてあらかじめ $12 \times 12 \times 55$ mm の直方体を切り出したものに熱サイクルを与え、その後試片を切り出した。溶接再現熱サイクルとしては高周波誘導加熱と、それに続く冷却を行なった。最高加熱温度は 1050°C 、 1450°C の 2 種とし冷却方法は自然放置の空冷とオイルバスによる油冷の 2 種をとり、素材と合わせて計 5 種の試片を作った。Table 2 に各試片の冷却速度、最高加熱温度、ビッカース硬度、 ${}_0T_{rs}$ (持ち上げ角 120°)、入熱、再現溶接部、組織を示す。試片 B, C はサブマージアーク溶接の入熱 Joule/cm の場合のそれぞれ HAZ およびボンド相当試片であり、試片 D, E は入熱 2.5 万 Joule/cm の場合のそれぞれ HAZ およびボンド相当試片である。また試片 A は素材である。試片 A, B, D の組織はいずれもフェライト-パーライトであり、試片 C は結晶粒の粗大化したフェライト-ベイナイト混合組織が見られ、試片 E はやはり結晶粒の粗大化したフェライト-ベイナイト-マルテンサイト混合組織である。

本実験では全試片に疲労クラックを 2 mm 程度入れた。その原理は 3 点曲げによる繰返し荷重の負加である (使用機: Dynatup プリ・クラカー)。クラックを入れる際の最大応力拡大係数 K_t は $40 \sim 90 \text{ kg/mm}^{-3/2}$ の範囲であり、後に求めた破壊靱性値の 50% 未満であった。

Table 1 Chemical composition (SM50 Steel) Weight %

C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo
0.18	0.24	1.10	0.012	0.018	0.02	0.02	0.02	0.01

Table 2 Specimen Identification

Specimen	800° 500°C Cooling time	Peak temp.	H_v	${}_0T_{rs}$	Heat input	Simulation	Structure
A	—	—	166	-22°C	—	Base metal	Ferrite-pearlite
B	200 sec	1050°C	168	-25°C	130 kJ/cm	HAZ	Ferrite-pearlite
C	200 sec	1450°C	222	100°C	130 kJ/cm	Bond	Ferrite-bainite
D	18 sec	1050°C	196	-30°C	25 kJ/cm	HAZ	Ferrite-pearlite
E	18 sec	1450°C	251	78°C	25 kJ/cm	Bond	Ferrite-bainite-martensite

Fig. 1 Specimen geometry in 25 mm thick SM 50 steel plate

2.2 静的 3 点曲げ試験

インストロン型試験機の Load Cell に連結した鉄棒にシャルピー試験機のアンビル部を装置し、そこに試片を置き先端半径 1 mm のタップを一定のクロスヘッドスピード 5 mm/min で降下させ荷重負荷を行ない試験片を破壊させてレコーダーに荷重-時間曲線を描かせた。3 点曲げの治具の支点は次項に述べる動的 3 点曲げと同じ位置になるようにした。試験温度は下限を液体窒素温度、上限を室温としその間を 6 段階にとった。

2.3 動的 3 点曲げ試験

実験装置のブロックダイアグラムを Fig. 2 に示す。支点となるシャルピー試験機アンビル部の一方に水晶の圧電効果を利用した荷重センサーを用いて動的 3 点曲げを行なった。センサーにより、荷重を電気的信号に変換し、チャージアンプで増幅した後高速現象データ処理機 (デジタルメモリー) に記憶させる。その後データをペンレコーダーに再生記録させて荷重-時間曲線を得

Fig. 2 Block diagram of present instrumented-Charpy testing

た。デジタルメモリーは1024のデータを8ビットで書き込み、読み出しを行なう。書き込み、読み出しの時間間隔は独立して設定することができ、その時間間隔は100 nsec/1 sec の範囲で任意に選定することができる。また入力信号によって、トリガーをかけ delay stop を適当に設定する云によって、トリガーのかかる以前の信号も読み出す機能を持っている。低温域における試験は所定温度に冷却保持した試片を5秒以内に試験機に据えつけ、ハンマーを振り落して破断させた。試験温度は下限を液体窒素温度、上限を室温として計7段階とった。

3. 実験結果

3.1 破壊様式と破壊靱性値の算出法

実験における破壊様式は、静的3点曲げ、動的3点曲げ、ともに大別して3つのタイプに分かれた。タイプⅠは遷移温度より低温域で見られたものであり、全面降伏せずに脆性破壊し、クラックは急速伝播する。タイプⅡは遷移領域近くにおいて見られたもので、荷重が負荷されると試片はまず全面降伏を起こし、その後に破壊が発生しクラックは急速伝播する。タイプⅢは室温付近で見られたものであり、試片は完全延性破壊を起こす。

3つのタイプに対して破壊靱性値を算出するにあたりタイプⅠに対しては従来通り破壊荷重 P_{max} を式(1)の P_{max} に代入して破壊靱性値 $K(T, \dot{K})$ を求めた。

$$K(T, \dot{K}) = 6YM/BW^2 \times a^{1/2} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$Y = 1.93 - 3.07(a/W) + 14.53(a/W)^2 - 25.11(a/W)^3 + 25.8(a/W)^4$$

$$M = P_{max}L/4$$

B : 試体片巾

W : 試験片厚さ

a : トータルクラック長

M : 破壊発生時の曲げモーメント

P_{max} : 最高荷重

L : スパン長

ここで $\dot{K}$ は破壊発生時の K 値を、荷重負荷時点から P_{max} に到達するまでの時間で除したものであり、荷重速度のパラメータとなる。次にタイプⅡ、タイプⅢに対しては後述の Equivalent Energy 法を導入し破壊靱性を求めた。遷移温度以上の高温域においては K_{Ic} 値を得るには大型試験が必要であるが、Witt⁴⁾ は最高荷重に達する前に全面降伏するような破壊の場合の破壊靱性値計算において Equivalent Energy 法を用いると、計装化シャルピー試験法によって得られる破壊靱性値が K_{Ic} となり得ることを示した。Fig. 3 において荷重が最大になるまでに荷重一変位図が囲む面積は破壊発生に要するエネルギーに対応すると考えられるので、最大荷

Fig. 3 Equivalent Energy method for the determination of fracture toughness value

重 P_{max} になるまでに要したエネルギー E_1 を求める。次に立ち上がりの角度 θ の直線を延長し、その直線を斜辺とした E_1 に等しいエネルギーを持つ直角三角形を作り、そのとき定まる荷重 P^* を相当最大荷重と呼ぶ。これを式(1)の P_{max} に代入して破壊靱性パラメータを求め $K^*(T, \dot{K})$ と表記する。全面降伏後破壊発生した場合には、この $K^*(T, \dot{K})$ を破壊靱性値とした。

3.2 試験片の荷重一変位曲線とコンプライアンスの決定

Equivalent Energy 法を用いる際に、相当最大荷重 P^* については式(2)が成立する。よって荷重一変位図の面積と試験片のコンプライアンスを知る必要がある。

$$P^* = \sqrt{2A \tan \theta} = \sqrt{2A/\lambda_s} \quad \dots\dots\dots (2)$$

A : 荷重一変位図の面積

λ_s : 試験片コンプライアンス

静的3点曲げ試験で記録計に現われた荷重一時間曲線は、クロスヘッドスピードを5 mm/min の定速で試験していることより、荷重一変位曲線に採算できる。しかしこの変位には試験機(とくに鉄枠)の変位が含まれているのでこれを別に求めてその変位成分だけシフトさせ、試験片自体の荷重一変位曲線を得た。

上述の方法で種々のき裂長を持つ個々の試片に対して荷重一変位曲線を求め、その立ち上がりの勾配から得たコンプライアンスとクラック長との対応を最小2乗法にて求めたものが式(3)である。この式(3)は試験片コン

$$E\lambda_s \beta = 1162(a/W)^2 - 684.3(a/W) + 128 \quad \dots\dots (3)$$

プライアンスを決める式として静的、動的試験の両方に採用した。ただしこの式はデータ分布より $a/W \leq 0.45$ の範囲においてのみ信頼性が高い。

動的3点曲げ試験の場合は、まずタップ速度が初速度の $\sqrt{2gh}$ (h : シャルピー試験機ハンマーの持ち上げ高さ) で一定と仮定し、記録計に現れた荷重一時間曲線から荷重一変位曲線への変換を行なう。この変位成分には

試片の変位と試験機の変位が含まれ、コンプライアンスについては式(4)が成立する。このうち λ_s は荷重速度

$$\lambda_t = \lambda_s + \lambda_m \quad \dots\dots\dots(4)$$

λ_t : 記録計から直接得られるコンプライアンス

λ_m : 試験機のコンプライアンス

に依存しないと仮定し、静的試験による式(3)より決定した。また λ_m は、完全な脆性破壊を起こした数点のデータから λ_t と λ_s を知るにより式(4)より求め、これが温度変化に関係なく一定であると仮定した上で $\lambda_m = 2.86 \times 10^{-4} \text{ mm/kg}$ を用いた。Fig. 4の曲線 c_1 は試験機の変位を考慮しない荷重-変位曲線であり、曲線 c_2 は試験片自体の荷重-変位曲線である。ここで、それぞれの曲線が囲む面積 A , A_s との間には $A_s = \lambda_s / \lambda_t \times A$ の関係が成立する。以上の方法で Equivalent Energy 法に必要な試片のコンプライアンスと破壊発生までのエネルギーを知り $K^*(T, \dot{K})$ を算出した。

Fig. 4 True load-deflection curve and apparent load-deflection curve which includes machine compliance part

3.3 計装化シャルピー試験におけるハンマー持ち上げ角の決定

動的3点曲げ試験において、荷重-時間曲線に現われる雑音信号の要素としては、弾性波と inertial load が考えられる³⁾。

弾性波は衝撃荷重により試片が急速に振動する現象である。このとき弾性波の振幅は衝突速度に依存し、減衰時間は衝突速度に依存しない。式(5)は Ireland⁵⁾ の導

$$t = 1.68(L/C_0)(W/L)^{1/2}(E\lambda_s B)^{1/2} \quad \dots\dots\dots(5)$$

t : 弾性波の周期

C_0 : 試片中の音速

いたものであり、弾性波の周期は試片の材料と形状のみに依存する。また Ireland によれば、式(6)のごとく

$$t_f > 3t \quad \dots\dots\dots(6)$$

t_f : 最高荷重到達時間

最高荷重到達時間が弾性波の周期の3倍以上であれば、十分減衰して弾性波による破壊荷重の測定誤差は無視さ

れ得るとしている。このことより、試験機ハンマーの持ち上げ角 α を小さくして荷重速度を小さくすると、 t_f が大きくなるので弾性波の影響は軽減される。

次に inertial load について、その発生原理を Fig. 5に示す。静止している試片にタップが速度 v_0 で衝突すると試片速度は零からほぼ v_0 の値まで急上昇するため、タップにはその変化に対応する慣性力がかかることになる。これが inertial load であり、筆者らのように、アンビル部における荷重を測定する際にも同様のことがいえる。また inertial load の大きさはタップの衝撃速度 v_0 にほぼ比例する³⁾。Fig. 6は inertial load に及ぼす持ち上げ角 α の効果を示したものであり、 α の小さい(b)の場合の方が inertial load の影響が小さいことが判る。

以上述べたように弾性波 inertial load の両面から見て、より正確な破壊荷重の測定を行なうためには α を小さくするのが適切である。そこで本実験では、破壊の起こり得る範囲で、 α をできる限り小さくする方式をとった。完全脆性破壊領域では $\alpha = 15^\circ$ 遷移領域では $\alpha = 30^\circ \sim 40^\circ$ 延性破壊が主なる領域では $\alpha = 60^\circ \sim 70^\circ$ とした。

3.4 破壊靱性値の計算結果

熱処理の異なる5種の試片A, B, C, D, Eについて、高温域に対しては Equivalent Energy 法を用いて $K^*(T, \dot{K})$ を求め、低温域に対しては従来通りの方法で $K(T, \dot{K})$ を求めた。Fig. 7(a)は静的3点曲げ試験結果

Fig. 5 Inertial load is generated when still specimen is suddenly accelerated by moving tup³⁾.

Fig. 6 Load-time curve (a) when tup speed is relatively high (Charpy arm angle $\alpha=50^\circ$) and the one (b) when tup speed is slower ($\alpha=20^\circ$)

であり、(b)は動的3点曲げ試験結果である。 K のオーダーは、静的試験の場合が $10 \sim 10^2 \text{ kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}/\text{sec}$ の範囲であり、動的試験の場合は $10^5 \sim 10^6$ の範囲である。その差は3オーダー以上の違いがあった。動的、静的いずれの場合においても、素材、HAZ 部相当の試片A, B, Dは互いによく似た破壊靱性値の挙動を示し、ボンド部相当の試片C, Eも互いによく似た破壊靱性値の挙動を示す。このように試片BとDとの間や、試片CとEの間においてはあまり差が見られない。よって SM 50 材においては入熱量の差による破壊靱性値への影響は小さいものと思われる。一方静的、動的いずれの場合も素材、HAZ 部相当試片に比べ、ボンド部相当試片が低い破壊靱性値を示した。なお破壊靱性 $K(T, \dot{K})$ について以後は試片A, B, DをグループIと呼び、試片C, EをグループIIと呼ぶ。

4. Equivalent Energy 法による破壊靱性 $K^*(T, \dot{K})$ の有効性、並びに計装化シャルピー試験法についての考察

著者らの実験においては、Equivalent Energy 法を用いる際に λ_s として (3.2) 節で述べたように、 $0.3 \leq$

Fig. 7 Static fracture toughness values (A) and dynamic fracture toughness values (B)

$a/W \leq 0.45$ の試片に対しては、静的3点曲げ試験から得られた式(3)を用いて λ_s を決定した。このためこの式(3)の妥当性を検討する。弾性および small scale yielding の場合には $J=G$ であるので、近似として、 J 積分簡便法 ($J = \frac{2A}{B(W-a)}$) による破壊靱性値と $K^*(T, \dot{K})$ は一致する。これを延性破壊領域に延長し、その領域においても両者が一致するものと仮定すると、式(7, 8)が得られる。Fig. 8 に式(7, 8)の曲線を示

$$E\lambda_s B = 0.36a(W-a)\{Y(a/W)\}^2 (\text{平面応力}) \cdots (7)$$

$$E\lambda_s B = 0.32a(W-a)\{Y(a/W)\}^2 (\text{平面ひずみ}) \cdots (8)$$

し、著者らが静的試験から得た式(3)の曲線との比較を行なった。また図中には Saxton ら³⁾の計算結果も示してある。これは鋼のシャルピー型試片において、ローラー支持の3点曲げの場合にダグデール・モデルを適用して、平面ひずみの場合の FEM で求めた荷重点のコン

Fig. 8 Compliance $E\lambda_s B$ versus crack length when pre-cracked Charpy specimen is used

プライアンスである。式(7, 8)の両曲線は a/W のほぼ全域にわたり FEM の計算結果とよく一致する。そして著者らの求めた曲線は $0.3 \leq a/W \leq 0.45$ の範囲で FEM の計算結果とよく一致するようであり、この範囲では式(3)を用いて試片コンプライアンスを求めてよいものと思われる。

次に Equivalent Energy 法の計算を動的3点曲げ試験に用いた場合の、荷重一変位図の面積(エネルギー)に関しての問題点を述べる。

第一に(3.2)節で述べたごとく、本研究では試験機のコンプライアンス λ_m を実験データから逆算して間接的に得たことであり、精度的には問題がある。このためなんらかの方法で λ_m を直接測定し、Equivalent Energy 法に適用することが望ましい。

第二の問題点は荷重一時間曲線から荷重一変位曲線への変換の際に、タップ速度を $\sqrt{2gh}$ で一定と仮定したことである。実際のタップ速度は前述の Fig. 5 に示すごとく、衝突後は次第に減速されるはずであり、[時間 $\times \sqrt{2gh}$] は試片の真の変位量に比べて大きい値となり、破壊までのエネルギーも真の値より大きいものを計算したことになる。

以上述べた試験機のコンプライアンス、タップ速度の2点に関する正確なデータが得られると、Equivalent Energy 法による $K^*(T, \dot{K})$ は、より信頼し得るものとなる。

4.2 計装化シャルピー試験についての考察

チャージアンプの周波数特性に関しては式(9)が定義される³⁾。この式を用いて、本実験に使用したチャージ

$$T_R = 0.35/f_{0.9dB} \quad \dots\dots\dots (9)$$

T_R : アンプの応答時間

$f_{0.9dB}$: アンプ増幅度が10%低下する周波数

アンプの周波数特性から応答時間を求めると $T_R = 2.9 \mu\text{sec}$ が得られた。この応答時間は本実験における計装

化シャルピー試験で荷重一時間曲線を記録するには十分小さい値である。

次に弾性波による測定誤差について考える。(3.3)節で述べたごとく、 $t_f > 3t$ であれば弾性波の影響は無視される。そこで式(5)を用いて周期 t を求めてみる。 $T = -196^\circ\text{C}$, $a = 3.88 \text{ mm}$ の試片の場合、 $E\lambda_s B = 39$, $C_0 = 6.1 \times 10^6 \text{ mm/sec}$ であり $t = 34.4 \mu\text{sec}$ となり、 $3t \approx 100 \mu\text{sec}$ である。一方 t_f は本実験ではもっとも短い場合で $150 \mu\text{sec}$ であったので $t_f > 3t$ は満たされており、本実験においては、弾性波による誤差は無視される。

5. 破壊靱性の温度と荷重速度への依存性の考察

5.1 破壊靱性の温度依存性と荷重速度依存性

Fig. 7 のグループIの試片 A, B, D について、 $K(T, \dot{K})_{-196^\circ\text{C}}$ と $K(T, \dot{K})_{-40^\circ\text{C}}$ とを比較すると、試片 A, B, D ともに静的な場合には $K(T, \dot{K})_{-40^\circ\text{C}}$ は $K(T, \dot{K})_{-196^\circ\text{C}}$ の約9.5倍であり、一方動的には、 $K(T, \dot{K})_{-40^\circ\text{C}}$ は $K(T, \dot{K})_{-196^\circ\text{C}}$ の約4.3倍である。すなわち荷重速度の低い場合の方が、荷重速度の高い場合よりも温度依存性が大きく現れた。

Fig. 7 のグループIIの試片 C, E については、静的、動的いずれの場合も $K(T, \dot{K})_{-40^\circ\text{C}}$ は $K(T, \dot{K})_{-196^\circ\text{C}}$ の約2.4倍であり、荷重速度が異っても温度依存性の差は見られない。またグループIとグループIIの温度依存性を比較すると、静的、動的いずれの場合でも、グループIの素材、HAZ 部相当試片の方がグループIIのボンド部相当試片よりも温度依存性が大きい。ただしその程度は静的な場合の方が著しい。

Fig. 9 は室温付近を除いた各温度におけるグループIとグループIIの荷重速度依存性を示したものである。縦軸の $\Delta K(T, \dot{K})$ は同温度での静的、動的破壊靱性の差である。液体窒素温度付近ではグループIとグループIIとの間で荷重速度依存性の差はほとんどなく、高温側に寄るにつれて、グループIIに比べグループIの荷重速度依存性は急激に大きくなっている。

5.2 温度依存性、荷重速度依存性の降伏強度による考察

破壊靱性 $K(T, \dot{K})$ は、グループIとグループIIとでは温度依存性、荷重速度依存性がともに異った傾向を示す。これについて降伏強度 σ_y を一つのパラメータとして定性的に考察を行なって見た。 σ_y の温度依存性と荷重速度依存性については数多くの研究がなされている。Fig. 10 は σ_y の温度依存性の曲線である。曲線は $\sigma_{y,0} = 44 \text{ kg/mm}^2$, $\sigma_{y,20} = 52 \text{ kg/mm}^2$ の2種類について、

Fig. 9 Difference between static- and dynamic fracture toughness values: Group I shows stronger load-rate dependence when compared with Group II.

Fig. 10 Temperature dependence of yield points: The dependence is stronger for the steel whose yield point is greater than 50 kg/mm², when compared with the one whose yield point is less than 50 kg/mm².

実験式(10)⁶⁾を用いて描いたものである。また図中には温度変化による降伏強度 σ_{y1} , σ_{y2} の変化の大きさを見

$$\sigma_y = \sigma_{y0} \exp\{(329.6 - 66.5 \ln \sigma_{y0})(1/T - 1/293)\} \quad \dots\dots\dots(10)$$

σ_y : 温度 T での降伏強度

σ_{y0} : 室温での降伏強度

るために $\sigma_{y1}/\sigma_{y1.0}$, $\sigma_{y2}/\sigma_{y2.0}$ の値を破線で示してある。図に見るように全温度範囲にわたり $\sigma_{y1}/\sigma_{y1.0}$ の値の方が $\sigma_{y2}/\sigma_{y2.0}$ の値を上回っている。つまり室温での降伏強度が小さいほど、降伏強度の温度依存性が大きい。次に Fig. 11 は Shoemaker¹⁾ らの求めた平面ひずみ破壊靱性値 K_{Ic} , K_{Id} と σ_y との対応関係を示したグラフである。 K_{Ic} , K_{Id} と σ_y とには 1 対 1 の対応が

Fig. 11 One-to-one correlation between toughness value (K_{Ic} or K_{Id}) and yield point (static or dynamic)¹⁾

Fig. 12 Loading rate dependence of yield point⁷⁾

あり、動的降伏点を考慮すれば、動的破壊靱性値 K_{Id} と静的破壊靱性値 K_{Ic} は同じものとして扱うことができる。そして降伏強度の上昇に伴い、 K_{Ic} , K_{Id} の値は低下する。しかし降伏強度が非常に大きくなった場合には K_{Ic} , K_{Id} の低下の割合は小さくなる。Fig. 10, Fig. 11 を総合して次のことがいえる。すなわち材料の降伏強度 σ_{y0} は低温側に行くにつれて上昇し、それによって破壊靱性値 $K(T, \dot{K})$ は低下する。そしてその低下の割合は室温降伏強度 σ_{y0} の小さいものほど著しい。本実験において、グループ I は室温降伏強度 $\sigma_{y0} < 50$ kg/mm² であり、グループ II は $\sigma_{y0} \geq 50$ kg/mm² であったが、このことによって両グループの破壊靱性値の温度依存性に差を生じたものと思われる。

さて次に荷重速度依存性について述べる。Fig. 12⁷⁾ は動的荷重が降伏強度に対して及ぼす影響を示したものである。縦軸で、 σ_{yd} は動的荷重下での降伏点、 σ_{ys} は静的荷重下での降伏点を示す。 σ_{ys} が大きいほど、動荷重による降伏強度の上昇は小さく、 $\sigma_{ys} > 50$ kg/mm² では σ_{yd}/σ_{ys} はほぼ一定値をとるようである。Fig. 11,

Fig. 12 を総合すると $\sigma_{ys} < 50 \text{ kg/mm}^2$ の材料では動荷重を与えると降伏強度が大きく上昇し、そのため破壊靱性 $K(T, \dot{K})$ が低下する。そのときその低下の割合は σ_{ys} の小さいものほど著しい。また $\sigma_{ys} \geq 50 \text{ kg/mm}^2$ の材料では、動荷重による降伏強度の上昇はわずかであり、そのため破壊靱性 $K(T, \dot{K})$ の低下は少い。また σ_{ys} がひじょうに大きくなってもその低下の勾配はほとんど変化しない。このように本実験における両グループの荷重速度依存性の差も、上記の降伏強度の挙動とその破壊靱性値への効果から説明されるものと思われる。従来溶接構造物においては、ボンド部の靱性がとくに悪く、ボンドに最大の注意を払うという考えが一般的であった。しかし少なくとも SM50 材については、高荷重速度を受ける可能性を持つ構造物においては、素材、HAZ にも同様の考慮がなされるべきであろうと思われる。

6. 結 論

SM50 材溶接再現熱サイクル材を用いて、溶接部破壊靱性を定量的に求め、その荷重速度依存性、温度依存性を明らかにし、同時に動的破壊靱性値の簡便な測定法としての計装化シャルピー試験法の有効性を検討した。

(1) SM 50 材の溶接部における破壊靱性は、ボンドが HAZ 素材に比べて劣る。しかし入熱量の差による違いは小さい。

(2) SM 50 材の破壊靱性は素材、再現熱サイクル材ともに室温付近を除く全温度範囲で荷重速度の影響を受け、動的破壊靱性は静的破壊靱性よりも劣る。

(3) SM 50 材の破壊靱性の荷重速度依存性、温度依存性は素材、HAZ 相当試片において著しく、ボンド相当試片では少い。このため高荷重速度を受ける場合には、溶接ボンド部とともに HAZ 部にも注意を払うべ

きである。

(4) 本研究において動的 3 点曲げ試験に用いた荷重測定系 (荷重センサー→チャージ・アンプ→高速現象データ処理機→レコーダー) は比較的簡便であり、精度が高い。またシャルピー試験機のハンマーの持ち上げ角を小さくすることで、弾性波、inertial load の影響をほとんどなくすることが可能であり、この計装化シャルピー試験法は動的破壊靱性測定法として有効なものと思われる。

(5) Equivalent Energy 法は、もし試片のコンプライアンスおよび使用試験機のそれが算出ないしは実測できる場合、脆性・延性遷移域での破壊靱性値算定の便法となりうる。

本研究の遂行にあたり、Effect Technology 社のプリ・クラッカーを使用した。この装置を使用させていただいた神戸製鋼所・中央研究所に厚くお礼申しあげます。また同研究所の小出憲司氏との有意義な討議を感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) A.K. Shoemaker and S.T. Rolfe: Static and Dynamic Low-Temperature K_{Ic} Behavior of Steels, J. bas. Engng Trans. ASME, 91 (1969), No. 3, p. 512
- 2) W.B. Bedesem in ASME Publication 68-PVP-4 (1968)
- 3) Instrumented Impact Testing, ASTM STP 563 (1974)
- 4) F.J. Witt, Proceedings, Fourth National Symposium Fracture Mechanics, Pittsburgh, Pa., Aug. (1970), p. 24
- 5) D.R. Ireland, Private Communication
- 6) BE 委員会: 溶接構造用鋼板のボンド脆化に関する共同研究(1975-7)
- 7) 砂本大造他: 三菱重工技報, 11 (1974), p. 7

アーク溶接時に発生するヒュームの測定に関する研究 (第 1 報)*

西田 隆 法** 宮 本 栄** 三 上 博***

Study on the Measuring of Fume Density Produced by Arc Welding (1st Report)*

by Takanori Nishida**, Sakae Miyamoto** and Hiroshi Mikami***

It is said that fume produced during arc welding is harmful for human body, but there has been no simple and easy method to measure fume density in welding shop.

*原稿受付 昭和51年10月25日(昭和47年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 職業訓練大学校 Member, The Institute of Vocational Training

***正 員 日本溶接技術センター Member, Japan Welding Technical Center