とができる。この場合、母材結晶粒の大きさが割れ率に大きく寄与していたことから、電極ワイヤ同志の割れ率の差をはっきりと知るためには母材に結晶粒の大きい材料を用い割れ試験を行なうのが適当と思われる。

つぎに、母材自体の割れ感受性を検討する場合、スリット付割れ試験法も有効な方法であることがわかった。ただし、本試験法では、板厚を貫通する溶込みが要求されるため厚板の試験法としては応用することができず、深溶込みを有する DCSP-TIG 法を用いた場合においても 15 mm 程度が最大板厚となる。しかし、試験が容易でバラツキも比較的少なく母材の割れ性を再現性よく知ることができるため、今後、5083にとどまらず他の Al 合金についても本試験法を用い割れ感受性の比較をする必要がある。

5. 結 論

スリット付割れ試験、Y 形割れ試験、多層盛溶接の微小割れ試験により、結晶粒微細化元素の添加が 5083-O 溶接部の割れ感受性に及ぼす影響について調査した。得られた結果を要約すると

1. 5083-O 材の割れ感受性は結晶粒微細化元素 Ti+B の添加により大巾に減少する。この場合、Ti+B の添加は電極ワイヤよりも母材に添加した方が効果は大きい。
2. 割れは粒界割れであり、粗大柱状晶域あるいは羽毛状晶と柱状晶の境界に多く発生する。Ti+B の添加

は結晶粒を微細化すると同時に粗大柱状晶、羽毛状晶の発生を少なくし、割れ感受性の減少に寄与する。

3. 厚板の Y 形割れ試験、薄板のスリット付割れ試験ともに Al 合金の割れ試験法として十分応用することができる。

4. 多層盛溶接においては、熱影響を受けた溶接金属とくに二重、三重に熱影響を受けた領域あるいはウィーピングラインに沿った領域（主としてビード上層部）に微小割れを生じることがあるがこれらは Ti+B 処理素材の使用あるいは溶接条件のコントロールにより防止することができる。

参 考 文 献

- 1) J.O. Dowd: Weld Cracking of Aluminum Alloys, W.J., Vol. 31 (1952), No. 10, 448~456s
- 2) 仙田, 松田, 高野: Trans-Varestraint 試験法による溶接金属の高温割れ感受性の研究 (2), 溶接学会誌, Vol. 42 (1975), No. 1, 48~56
- 3) 内田: アルミニウム合金における溶接割れ, 軽金属溶接, No. 13 ('64, 1), 12~24, No. 14 ('64, 2), 8~16
- 4) 大西: アルミニウム合金の溶接割れについて, 軽金属溶接, No. 63 ('68, 1), 1~18
- 5) 安藤, 仲田, 岸田, 藤平: 回転変形による高温割れの発生進展機構と高温割れ感受性の評価方法, 溶接学会誌, Vol. 42 (1973), 37~47
- 6) 栗山, 笠田, 入沢, 永岡ら: アルミニウム合金の DCSP-TIG 溶接法の開発, 石川島播磨技報, 第16巻, 第4号, 400~406
- 7) 軽金属溶接構造協会, 厚板溶接委員会報告: 溶接構造用アルミニウム合金の溶接割れ試験方法に関する研究 (5), 軽金属溶接 Vol. 11, No. 128 ('73, 8), p. 23
- 8) 仙田, 松田, 加藤ら: 溶接組織のミクロ構造とその性質 (8), 昭和46年度溶接学会春季大会講演概要, p. 169~170

2V シャルピ衝撃試験の破面遷移温度と COD 試験 による脆性破壊発生温度との相関*

松 岡 雅 典** 笠 松 裕**

Relationship between the Fracture Appearance Transition Temperature on the V-notch Charpy Test and the Brittle Fracture Initiation Temperature in the COD Test*

by Masanori Matsuoka** and Yutaka Kasamatsu**

The relationship between the fracture appearance transition temperature T_{FAT} in the V-notch Charpy test and the brittle fracture initiation temperature in the COD test has been investigated. The obtained results can be summarized as follows:-

*原稿受付 昭和52年3月17日 (昭和50年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 (株) 神戸製鋼所 Member, Kobe Steel Ltd.

- (1) The relationship can be expressed by the equation,

$$[T_8]_{\sigma=\sigma_y}^{\sigma=\sigma_y} = (0.006121\sigma_y + 0.4704) \cdot T_{rs} + 8.26\sqrt{t} + 0.608\sigma_y \{ [\ln(c/40)(2\sigma/\sigma_y)^2] + \{c(2\sigma/\sigma_y)^2 - 40\}/100 \}$$

$$- 90.2(^{\circ}\text{K})$$

where $[T_8]_{\sigma=\sigma_y}^{\sigma=\sigma_y}$ is the critical temperature at which the brittle fracture is initiated in an infinite plate with a crack of a length $2C$ and application of an uniform stress σ , σ_y is the nominal yield strength and t is the thickness of steel plates.
- (2) For preventing brittle fracture in welded structures made with HT60 or HT80, the required value of σT_{rs} for the welds should be lowered with an increase in the strength and the thickness of steel plates, the design stress and the length of the crack in the welds. And the maximum acceptable crack length should be decreased with an increase in the strength and the thickness of steel plates, the design stress and σT_{rs} .
- (3) The maximum acceptable crack length, for preventing brittle fracture in welds of HT60 or HT80 welded with the same heat input of 40–50 kJ/cm, increases with the plate thickness up to the thickness of 40 mm and decreases with the plate thickness in a range of more than 40 mm.

I. ま え が き

鋼板あるいはその溶接継手部の脆性破壊発生特性を把握することは、溶接構造物の安全性を確保する上できわめて重要である。

従来、脆性破壊発生特性を求めるために、ディープノッチ試験、あるいは表面切欠と角変形を単独もしくは同時に付加した広幅継手試験、さらにはこれらの試験に残留応力をも付加した広幅継手試験などの大形試験が一般に採用されている。しかし、これらの大形試験は、試験費用が高価であること、試験が煩雑であること、さらには試験に長時間を要することなどの理由から、日常試験としては不適当である。したがって、小試片で、かつ、簡便に実施できる 2V シャルピー衝撃試験の特性値を用いて、脆性破壊発生特性値を求めることができれば非常に便利である。

筆者らは、このような観点から、すでに前報^{1,2)}において、2V シャルピー衝撃試験の各種特性値とディープノッチ試験による脆性破壊発生特性値の相関について調査した結果、衝撃特性値に鋼板の強度および板厚の補正を加えることによって、脆性破壊発生特性値を母材、溶接部の区別なく高い精度で推定しうることを見出し、いくつかの推定式を提案した。

しかし、これらの推定式から得られる脆性破壊発生特性値は、無限板において、公称降伏応力の $\frac{1}{2}$ の一樣応力が、長さ 80 mm の亀裂に垂直に作用している場合の脆性破壊発生温度であって、あくまでも限定されたある特定条件下での特性値である。したがって、亀裂長さおよび作用応力が変化した場合に、これらの推定式を直接適用することは非常に問題がある。

本研究では、脆性破壊発生特性値として COD 試験による脆性破壊発生温度を用い、上述の問題を解消するために、亀裂長さおよび作用応力が変化した場合の脆性破壊発生温度と 2V シャルピー衝撃試験の破面遷移温度との

関係について検討を試みた。その結果、無限板において任意の長さの亀裂が存在し、そして任意の応力が作用している場合の脆性破壊発生温度は、破面遷移温度に鋼板の強度と板厚のみならず亀裂長さおよび作用応力の補正をも加えることによって、2V シャルピー衝撃試験の破面遷移温度から容易に、かつ、高精度で、母材および熱影響部の区別なく推定しうる事が明らかとなった。

本報告は、これらの解析結果について述べ、さらにこの解析結果に基づき、溶接構造物の脆性破壊発生を防止するために溶接部に要求される破面遷移温度および最大許容亀裂長さについて若干の考察を加えたものである。

II. 解析に用いたデータ

解析には、日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 B E 委員会³⁾と T M 委員会⁴⁾で集積されたデータ、および筆者らが集積したデータを用いた。これらのデータには、軟鋼、50~80 kg/mm² 級の各種高張力鋼板（以下 HT50~HT80 という）とこれらの溶接継手熱影響部の 2V シャルピー衝撃試験結果ならびに COD 試験結果が含まれている。なお、溶接継手材は、手、炭酸ガス、MIG、サブマージーク、エレクトロガスおよび消耗ノズルエレクトロスラグ溶接によって作製されたものである。この際の入熱量は 12~600 kJ/cm で、非常に広範囲にわたっている。

III. 解析および解析結果

脆性破壊発生を論じる場合、従来、線形破壊力学に基づく K 概念が採用され、多大な成果が得られてきた。しかし、この K 概念は、亀裂先端での塑性域が亀裂長さに比して十分に小さく、その塑性域を無視しうような小規模降伏状態に対してのみ適用しうるものであるために、最近、亀裂先端の塑性域を考慮した COD 概念もかなり広く用いられるようになってきている。したがって、本研究では、脆性破壊発生温度におよぼす亀裂長さ

および作用応力の影響を、まず K 概念に基づいて解析し、ついで COD 概念による解析を試みた。

1. K 概念に基づく場合

無限板に存在する長さ $2c$ (mm) の亀裂に垂直に一様応力 σ (kg/mm²) が作用する場合の応力拡大係数 K (kg·mm^{-3/2}) は、次式で与えられる。

$$K = \sigma\sqrt{\pi c} \quad \dots\dots\dots (1)$$

一方、限界応力拡大係数 K_c (kg·mm^{-3/2}) は、COD 試験によって得られる限界 COD 値 δ_c (mm) を用いることにより、次式⁵⁾で与えられる。

$$K_c = \sqrt{E\sigma_y\delta_c} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ただし、 E (kg/mm²): ヤニング率

σ_y (kg/mm²): 降伏応力

K_c は温度によって変化し、その温度依存性は一般に次式で表わされる。

$$K_c = K_0 \exp(-k_0/T) \quad \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 K_0 (kg·mm^{-3/2}) および k_0 (°K): 材料定数

T (°K): 温度

さて、線形破壊力学に基づく K 概念によると、脆性破壊は(4)式の条件を満足する場合に発生する。

$$K = K_c \quad \dots\dots\dots (4)$$

したがって、 K 概念による無限板の脆性破壊発生温度 T_i (°K) は、(1)式の K と(3)式の K_c を等置することによって、次のように与えられる。

$$T_i = -k_0 / \ln(\sigma\sqrt{\pi c}/K_0) \quad \dots\dots\dots (5)$$

この式から明らかなように、 T_i は亀裂長さおよび作用応力によって変化するが、その変化の度合は、あくまでも材料定数 K_0, k_0 に規制されたものであり、材料の相違によって K_0, k_0 が異なれば、その変化の度合は当然異なったものとなる。以下では、このような T_i におよぼす亀裂長さおよび作用応力の影響を母材および溶接部の区別なく統一的に表示する方法について検討する。

まず、亀裂長さの影響について検討するために、(5)式において作用応力を公称降伏応力 σ_y (kg/mm²) の1/2の値に設定し、亀裂長さを40, 80, 120, 160, 200および240 mm と変化させた場合の脆性破壊発生温度 $[T_i]_{\sigma=\sigma_y/2}^{\sigma=\sigma_y/2}$ (°K) を算出した。Fig. 1 は、このようにして求めた $[T_i]_{\sigma=\sigma_y/2}^{\sigma=\sigma_y/2}$ を亀裂長さに対してプロットしたものである。この図からは、 $[T_i]_{\sigma=\sigma_y/2}^{\sigma=\sigma_y/2}$ は亀裂長さの増大にともなわずかに高温側に移行する傾向を示すように見えるが、ばらつきが大きいのでそれ以上の明確な傾向は見出せない。しかし、 $[T_i]_{\sigma=\sigma_y/2}^{\sigma=\sigma_y/2}$ から、従来採用されてきた設定条件、すなわち、 σ が σ_y の1/2で $2c$ が 80 mm の条件下での脆性破壊発生温度 $[T_i]_{\sigma=\sigma_y/2}^{\sigma=\sigma_y/2}$

Fig. 1 Relationship between $[T_i]_{\sigma=\sigma_y/2}^{\sigma=\sigma_y/2}$ and crack length $2C$.

Fig. 2 Relationship between $\Delta[T_i]_{\sigma=\sigma_y/2}^{\sigma=\sigma_y/2}$ and crack length $2C$.

(°K) を差引いた値 $\Delta[T_i]_{\sigma=\sigma_y/2}^{\sigma=\sigma_y/2}$ (°K) を亀裂長さに対してプロットすると Fig. 2 のようになる。この図から明らかなように、Fig. 1 では大きなばらつきのために明確でなかった亀裂長さの影響が、 $[T_i]_{\sigma=\sigma_y/2}^{\sigma=\sigma_y/2}$ に前述の操作を施すことによって明瞭に認められるようになり、 $\Delta[T_i]_{\sigma=\sigma_y/2}^{\sigma=\sigma_y/2}$ は、亀裂長さが増大するにつれて増加し、また、その増加の度合は鋼板の強度レベルが高くなるにしたがって顕著になっていることがわかる。また、同一

強度レベルで見た場合, 母材および熱影響部の区別は認められない。したがって, この事実は, $\Delta[T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ が亀裂長さおよび鋼板の強度の単調増加関数として, 統一的に表示できる可能性を示唆している。

この事実に着目して, 鋼板の強度を補正因子とし, $\Delta[T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ と亀裂長さの関係を回帰分析により求めた結果, 次式を得た。

$$\begin{aligned} \Delta[T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2} &= [T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2} - [T_i]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2} \\ &= 0.432\bar{\sigma}_y \{ \ln(c_n/40) \} + (c_n - 40)/100 \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (6)$$

この回帰式の自然対数および分数の項で40という値は, $2c_n$ が 80 mm の場合に $\Delta[T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ が零になるように設定したものであり, また, 100 という値は, 自然対数および分数の項の $\Delta[T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ に対する寄与の度合を考慮して, 試行錯誤で求めたものである。

Fig. 3 は, (6) 式より求めた $\Delta[T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ の推定値と COD 試験より求めた実測値との関係を示したものである。この図から, 作用応力が一定で亀裂長さが変化する場合の $\Delta[T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ は, 母材および熱影響部の区別なく (6) 式によって高い精度で推定できることが明らかであり, 推定値と実測値の相関係数は 0.96 ときわめて高い値を示している。

上記解析結果は, 作用応力が一定で亀裂長さが変化した場合についてのものであるが, つぎに, 作用応力のみならず亀裂長さも同時に変化する場合の脆性破壊発生温

度の変化についても検討する。

$[T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ における K_c 値は次式で表わされる。

$$K_c = (\bar{\sigma}_y/2) \sqrt{\pi c_n} \quad \dots\dots\dots (7)$$

一方, 長さ $2c$ の亀裂を有する無限板に一樣応力 σ が作用する場合の K 値は, 前述の (1) 式で与えられる。したがって, (7) 式と (1) 式を等置した次式,

$$(\bar{\sigma}_y/2) \sqrt{\pi c_n} = \sigma \sqrt{\pi c} \quad \dots\dots\dots (8)$$

を満足する c_n の値, すなわち, $c(2\sigma/\bar{\sigma}_y)^2$ を (6) 式の c_n に代入することによって, (6) 式を亀裂長さおよび作用応力が任意の場合に拡張することができ, 亀裂長さおよび作用応力がそれぞれ $2c$ および σ という任意の場合の脆性破壊発生温度 $[T_i]_{c=c}^{\sigma=\sigma}$ (°K) と $[T_i]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ (°K) の差 $\Delta[T_i]_{c=c}^{\sigma=\sigma}$ (°K) は, 次式のようにになる。

$$\begin{aligned} \Delta[T_i]_{c=c}^{\sigma=\sigma} &= [T_i]_{c=c}^{\sigma=\sigma} - [T_i]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2} \\ &= 0.432\bar{\sigma}_y \{ \ln(c/40)(2\sigma/\bar{\sigma}_y)^2 \} \\ &\quad + \{ c(2\sigma/\bar{\sigma}_y)^2 - 40 \} / 100 \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (9)$$

一例として, $2c$ を 80 mm に設定した場合の任意の応力と $\Delta[T_i]_{c=c}^{\sigma=\sigma}$ の関係を (9) 式を用いて計算し, その結果を Fig. 4 に示す。なお, 図中の各プロットの点は実測値を示したものである。この図から明らかなように, 計算値と実測値はよく一致しており, $\Delta[T_i]_{c=c}^{\sigma=\sigma}$ は作用応力が增大するにともなって増加し, また, 作用応力が一定の場合には, 鋼板の強度レベルが上昇するにつれて減少する。

Fig. 3 Relationship between measured $\Delta[T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ and calculated $\Delta[T_i]_{c=c_n}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ from Eq. (6).

Fig. 4 Variation of $\Delta[T_i]_{c=c}^{\sigma=\sigma}$ as a function of the applied stress, where $2C$ is equal to 80 mm.

Fig. 5 は, $2c$ を 12 mm に設定した場合についての図であり, この図からも Fig. 4 の場合と同様なことがいえる。したがって, これらの事実から, 亀裂長さおよび作用応力が同時に変化した場合でも, $\Delta[T_i]_{c=c}^{\sigma=\sigma}$ は母材および熱影響部の区別なく (9) 式によって精度よ

Fig. 5 Variation of $\Delta[T\delta]_{c=\sigma}^{\sigma=\sigma}$ as a function of the applied stress σ (kg/mm^2), where $2C$ is equal to 120 mm.

く推定できることが明らかである。

2. COD 概念に基づく場合

さて、いままでは、 K 概念に基づいた解析結果を述べてきたが、つぎに、COD 概念を用いた場合の影響について検討することにする。

COD に関する O B モデルによると、長さ $2c$ の亀裂を有する無限板において、亀裂に垂直に一様応力 σ が作用する場合、亀裂先端の COD 値 δ は次式によって与えられる。

$$\delta = (8c\sigma_y/\pi E) \ln\{\sec(\pi\sigma/2\sigma_y)\} \quad \dots\dots\dots(10)$$

ここでは COD 試験により得られる限界 COD 値の温度依存性は、(11) 式⁷⁾で表わされるものとして議論を進めることにする。

$$\delta_c = (8\sigma_y/\pi E) \cdot \alpha \cdot (T/100)^n \quad \dots\dots\dots(11)$$

ただし、 α および n : 材料定数

なお、この式は、 ρ^+ 概念における限界塑性域寸法 ρ_c^+ (mm) の温度依存性に関する越賀ら⁸⁾の5乗則、すなわち、次式

$$\rho_c^+ = \alpha \cdot (T/100)^5 \quad \dots\dots\dots(12)$$

に準じて5乗を n 乗におきかえた (13) 式

$$\rho_c^+ = \alpha \cdot (T/100)^n \quad \dots\dots\dots(13)$$

と ρ_c^+ と δ_c の関係⁹⁾を示す (14) 式を組み合わせることによって得られたものである。

$$\delta_c = (8\sigma_y/\pi E) \rho_c^+ \quad \dots\dots\dots(14)$$

さて、COD 概念によると、脆性破壊は次式を満足する場合に発生する。

$$\delta = \delta_c \quad \dots\dots\dots(15)$$

したがって、(10) 式と (11) 式より、無限板の脆性

破壊発生温度 T_δ ($^{\circ}\text{K}$) はつぎのように与えられる。

$$T_\delta = 100 \cdot [(c/\alpha) \cdot \ln\{\sec(\pi\sigma/2\sigma_y)\}]^{1/n} \quad \dots\dots\dots(16)$$

(5) 式のかわりに (16) 式を用いて、 K 概念の場合と同様な解析手順を踏み、(6) 式と同形の式を仮定して、 $\Delta[T\delta]_{c=c_n}^{\sigma=\sigma_y/2}$ ($^{\circ}\text{K}$) と亀裂長さの関係について回帰分析を行なうと次式が得られる。

$$\begin{aligned} \Delta[T\delta]_{c=c_n}^{\sigma=\sigma_y/2} &= [T\delta]_{c=c_n}^{\sigma=\sigma_y/2} - [T\delta]_{c=40}^{\sigma=\sigma_y/2} \\ &= 0.585\sigma_y[\{\ln(c_n/40)\} + (c_n - 40)/100] \quad \dots\dots\dots(17) \end{aligned}$$

この式を用いると、Fig. 3 と同様に、 $\Delta[T\delta]_{c=c_n}^{\sigma=\sigma_y/2}$ は母材および熱影響部の区別なく推定することができ、しかもその推定値と実測値の間の相関係数は0.91ときわめて高い値を示している。

つぎに、亀裂長さおよび作用応力が任意の場合の脆性破壊発生温度 $[T\delta]_{c=\sigma}^{\sigma=\sigma}$ ($^{\circ}\text{K}$) から $[T\delta]_{c=40}^{\sigma=\sigma_y/2}$ ($^{\circ}\text{K}$) を差引いた値におよぼす亀裂長さおよび作用応力の影響について、(9) 式と同形の式を仮定し、回帰分析を行なうことによって次式が得られる。

$$\begin{aligned} \Delta[T\delta]_{c=\sigma}^{\sigma=\sigma} &= [T\delta]_{c=\sigma}^{\sigma=\sigma} - [T\delta]_{c=40}^{\sigma=\sigma_y/2} \\ &= 0.690\sigma_y[\{\ln(c/40)(2\sigma/\sigma_y)^2\} \\ &\quad + \{c(2\sigma/\sigma_y)^2 - 40\}/100] \quad \dots\dots\dots(18) \end{aligned}$$

この式を用いた場合、推定値と実測値の間の相関係数は0.90で、COD 概念に基づく解析においても、 $\Delta[T\delta]_{c=\sigma}^{\sigma=\sigma}$ は母材および熱影響部の区別なく精度よく推定できる。

3. 任意の力学的設定条件下の脆性破壊発生温度と破壊面遷移温度との相関

前述の K 概念および COD 概念による解析結果から、任意の亀裂長さおよび作用応力の場合の脆性破壊発生温度は、亀裂長さが 80 mm で作用応力が公称降伏応力の $1/2$ の場合の脆性破壊発生温度が判明すれば、母材および熱影響部の区別なく高い精度で推定しようと結論される。

筆者らは、前報¹⁰⁾において、ディープノッチ試験より得られる無限板の脆性破壊発生特性値¹¹⁾すなわち、亀裂長さ $2c$ が 80 mm で作用応力 σ が $\sigma_y/2$ の場合の脆性破壊発生温度 $[T\delta]_{c=40}^{\sigma=\sigma_y/2}$ ($^{\circ}\text{K}$) が 2V シャルピ衝撃特性値に強度と板厚の補正を加えることによって精度よく推定できることをすでに報告しており、この関係は一般に次式のように表わされる。

$$[T\delta]_{c=40} = A \cdot S \cdot T_s + B\sqrt{t} + D \quad \dots\dots\dots(19)$$

ただし、 A , B および D : 定数

S : 強度因子

T_s ($^{\circ}\text{K}$) : 2V シャルピ衝撃試験の遷移温度

t (mm) : 板厚

また, このような関係はその後, 金沢⁹⁾によって, COD 試験による無限板の脆性破壊発生温度と 2V シャルピ衝撃特性値の相関に関する研究においても確認され, 強度因子に関する項の修正がなされたつぎの形の式が提案されている。

$$[T_i]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2} = (E\sigma_{y0} + F)_v T_{rs} + G\sqrt{t} + H \quad \cdots (20)$$

ただし, E, F, G および H : 定数

$\sigma_{y0}(\text{kg/mm}^2)$: 室温の降伏応力

$T_{rs}(\text{°K})$: 2V シャルピ衝撃試験の破面遷移温度

したがって, 筆者らおよび金沢らの研究結果を考慮し, さらに, $[T_i]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ および $[T_\delta]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ を $[T]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ として一般化すると, 前述の (9) 式および (18) 式はつぎの一つの式によって表示できる。

$$[T]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2} = (I\bar{\sigma}_y + J)_v T_r + L\sqrt{t} + M\bar{\sigma}_y \left[\left\{ \ln\left(\frac{c}{40}\right) \left(\frac{2\sigma}{\bar{\sigma}_y}\right)^2 \right\} + \frac{c(2\sigma/\bar{\sigma}_y)^2 - 40}{100} \right] + N \quad \cdots (21)$$

ただし, I, J, L, M および N : 定数

この式を用いると 2V シャルピ衝撃特性値から任意の亀裂長さおよび作用応力の場合の脆性破壊発生温度を推定しようと判断される。

さて, このような観点から, COD 概念に基づく任意の亀裂長さおよび作用応力の場合の脆性破壊発生温度 $[T_\delta]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}(\text{°K})$ と 2V シャルピ衝撃試験の破面遷移温度 $T_{rs}(\text{°K})$ の関係について, (21) 式を用いて回帰分析を行なった結果, 次式を得た。

$$[T_\delta]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2} = (0.006121\bar{\sigma}_y + 0.4704)_v T_{rs} + 8.26\sqrt{t} + 0.608\bar{\sigma}_y \left[\left\{ \ln(c/40) (2\sigma/\bar{\sigma}_y)^2 \right\} + \{c(2\sigma/\bar{\sigma}_y)^2 - 40\}/100 \right] - 90.2 \quad \cdots (22)$$

この式による $[T_\delta]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ の推定値と実測値の間の相関係数は 0.89 であり, 任意条件下の脆性破壊発生温度が精度よく推定できることがわかる。

一方, K 概念を用いた場合については, 筆者らの提案に基づき, 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 B E 委員会⁹⁾ でつぎの回帰式が得られている。

$$[T]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2} = (0.00321\bar{\sigma}_y + 0.391)_v T_{rs} + 2.74\sqrt{t} + 0.4257\bar{\sigma}_y \left[\left\{ \ln(c/40) \right\} + (c-40)/100 \right] + 4.96 \quad \cdots (23)$$

この式による相関係数は 0.83 であり, 良好な値を示している。

IV. 考 察

1. 溶接構造物の溶接部に要求される衝撃特性値

本節では, 溶接構造物の脆性破壊を防止するために要求される衝撃特性値について, (22) 式を用い考察して

みる。

一般に, 溶接構造物の脆性破壊に対しては, 切欠靱性以外に, 残留応力および工作誤差などの因子も大きな影響をおよぼす。笹戸⁹⁾は, 溶接構造物の最低使用温度を保証するために要する $[T_i]_{c=40}(\text{°C})$ は, 溶接構造物の最低使用温度 $T_M(\text{°C})$ のみならず, 残留応力による $[T_i]_{c=49}$ の上昇量 $T_R(\text{°C})$ と工作誤差によるその上昇量 $T_B(\text{°C})$ をも考慮に入れる必要があることを述べ, 次式を提案している。

$$[T_i]_{c=40} = T_M - T_R - T_B \quad \cdots (24)$$

したがって, ここでは, この笹戸の提案式を一般化したつぎの式を用いることにする。

$$[T_\delta]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2} = T_M - T_{Rn} - T_{Bn} \quad \cdots (25)$$

ただし, $T_{Rn}(\text{°C})$: 残留応力による $[T_\delta]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ の上昇量

$T_{Bn}(\text{°C})$: 工作誤差による $[T_\delta]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ の上昇量

さて, T_M の値としては, わが国では橋梁あるいはペンストックなどの設計において, -15°C が採用されている例が多い。一方, T_R および T_B については, 笹戸の提案⁹⁾ あるいは木原¹⁰⁾, 秋田¹¹⁾, 伊藤^{12,13)} および筆者ら¹⁴⁾ の実験によると, T_R は HT60 の場合 60°C , HT80 では 50°C 程度であり, また, T_B はいずれの鋼種においても 40°C 程度とみなされている。したがって, (25) 式の T_{Rn} および T_{Bn} がそれぞれ T_R および T_B と同一の値であると仮定し, これらの値を用いて, 溶接構造物の最低使用温度が -15°C の場合の HT60 あるいは HT80 を使用した溶接構造物の溶接部に要求される T_{rs} について考察を進めてみよう。

溶接構造物の溶接部に要求される $[T_\delta]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ は T_{Rn} および T_{Bn} の値を (25) 式に代入することによって求められ, HT60 の場合 -115°C , HT80 では -105°C となる。さらに, これらの値を (22) 式に代入することによって, それぞれの $[T_\delta]_{c=40}^{\sigma=\bar{\sigma}_y/2}$ に対応する T_{rs} の値が, 板厚, 亀裂長さおよび作用応力との関連においてはじめて定量的に求められることになる。

Fig. 6 は, 一例として, 作用応力すなわち設計応力を公称降伏応力 $\bar{\sigma}_y$ の $1/2$ と一定にした場合に, HT60 あるいは HT80 からなる溶接構造物が -15°C で脆性破壊を発生しないために溶接部に要求される T_{rs} の値と最大許容亀裂長さとの関係を, 板厚をパラメータにして図示したものである。この図から明らかなように, いずれの鋼板においても, 板厚が一定の場合, 溶接部の T_{rs} に対する要求値は, 最大許容亀裂長さが増大するにしたがい低温側に移行し, また, 最大許容亀裂長さが一定の

Fig. 6 Relationship between required values of vT_{rs} for welds and the maximum acceptable crack length for preventing brittle fracture in welds of welded structures (at minimum service temperature of -15°C , design stress of $\sigma_y/2$).

場合には、板厚が増大するにつれて低温側に移行する。さらに、その vT_{rs} は、強度レベルによって異なり、HT60 よりも HT80 の方がより低温側の値となる。

Fig. 7 は、最大許容亀裂長さを 40 mm と一定にした場合に、HT60 あるいは HT80 の溶接部に要求される vT_{rs} の値と設計応力比 σ/σ_y の関係を、板厚をパラメータにして図示したものである。この図から、 vT_{rs} の要求値は、いずれの鋼板においても板厚が一定の場合、設計応力比が上昇するにしがって低温側に移行し、一方、設計応力比が一定の場合には、板厚が増加するにつれて低温側に移行することがわかる。また、この場合にも、 vT_{rs} の値は、Fig. 6 の場合と同様に、HT60 よりも HT80 の方がより低温側の値となる。

以上のことより、HT60 あるいは HT80 からなる溶接構造物が最低使用温度 -15°C で脆性破壊を起さない

Fig. 7 Relationship between required values of vT_{rs} for welds and the design stress ratio for preventing brittle fracture in welds of welded structures (at minimum service temperature of -15°C , maximum acceptable crack length of 40 mm).

ために、溶接部の vT_{rs} は、最大許容亀裂長さの増加あるいは板厚の増大、さらには設計応力比の上昇にしたがって低温側の値となる必要がある。また、その vT_{rs} の値は強度レベルによっても異なり、強度レベルが高くなるにしたがってより低温側の値を必要とする。

2. 溶接構造物の溶接部における最大許容亀裂長さ

溶接部の vT_{rs} を 0°C と一定にした場合に、HT60 あるいは HT80 を用いた溶接構造物が -15°C で脆性破壊を発生しないために溶接部に許容される最大の亀裂長さや板厚の関係を、前節と同様な手順にしたがって求め、その結果を Fig. 8 に示す。この図から明らかなように、いずれの鋼板においても設計応力比が一定の場合、板厚が増加するにつれて最大許容亀裂長さは減少し、また、板厚が一定の場合には、設計応力比が上昇するにしがって小さくなる。さらに、最大許容亀裂長さは、HT60 の方が HT80 よりも大であることがわかる。

Fig. 8 Relationship between the maximum acceptable crack length and the plate thickness for preventing brittle fracture in welds of welded structures (at minimum service temperature of -15°C , vT_{rs} of 0°C).

さて、前報^{1,2)}で報告したように、HT60 および HT80 を入熱量 $40\sim 50\text{ kJ/cm}$ のサブマージアーク溶接で溶接した場合、熱影響部の vT_{rs} は板厚の関数で与えられ、それぞれ (26) 式および (27) 式のように表わされる。

$$\text{HT60 の場合、 } vT_{rs}(^{\circ}\text{C}) = 1320/t - 71 \dots\dots\dots (26)$$

$$\text{HT80 の場合、 } vT_{rs}(^{\circ}\text{C}) = 1150/t - 62 \dots\dots\dots (27)$$

したがって、入熱量 $40\sim 50\text{ kJ/cm}$ で溶接された HT60 あるいは HT80 からなる溶接構造物が -15°C で脆性破壊を発生しないために溶接部に許容される最大の亀裂長さは、設計応力を $\sigma_y/2$ と一定にした場合、前節と同様の手順を踏むとともに、(22) 式の vT_{rs} に、HT60 の場合 (26) 式による vT_{rs} の値を代入し、また、

HT80 の場合には (27) 式によるそれを代入することによってそれぞれ求められる。このようにして求めた最大許容亀裂長さと板厚の関係を Fig. 9 に示す。この図から、いずれの鋼板の場合にも、板厚が 40 mm 程度までは、板厚が増加するにつれて最大許容亀裂長さは急激に増大するが、それ以上の板厚になると板厚の増加とともに緩やかに減少し、板厚 40 mm 近傍で最大となることがわかる。また、最大許容亀裂長さは、HT60 の方が HT80 の場合よりも大である。

Fig. 9 Relationship between the maximum acceptable crack length and the plate thickness for preventing brittle fracture in welds of welded structures with heat input of 40–50 kJ/cm (at minimum service temperature of -15°C , design stress of $\sigma_y/2$).

V. ま と め

任意の亀裂長さおよび作用応力の場合の脆性破壊発生温度と 2V シャルピ衝撃試験の破面遷移温度 T_{rs} の関係について解析し、さらに、その解析結果を用いて、溶接構造物の脆性破壊を防止するために要求される T_{rs} および最大許容亀裂長さについて考察した結果を要約すると以下のとおりである。

(1) 任意の亀裂長さおよび作用応力の場合の脆性破壊発生温度は、 T_{rs} に鋼板の強度と板厚、さらに、亀裂長さおよび作用応力の補正を加えることによって、母材および熱影響部の区別なく高い精度で推定できる。

(2) HT60 あるいは HT80 からなる溶接構造物が最低使用温度 -15°C で脆性破壊を起さないために溶接部に要求される T_{rs} は、最大許容亀裂長さの増大あるいは板厚の増加、さらには設計応力比の上昇にともなって低温側に移行する。また、その T_{rs} は鋼板の強度レベルによっても異なり、HT60 よりも HT80 の方がより低温側の値となる。一方、溶接部に許容される最大の亀裂長さは、 T_{rs} が低温側に移行するにつれて増大

し、また、板厚が減少するにしたがって増大する。さらに、設計応力比が減少するにつれ、また鋼板の強度レベルが低下するにともない大となる。

(3) 設計応力比が $1/2$ で、最低使用温度が -15°C の場合に、入熱量 40–50 kJ/cm のサブマージーク溶接で溶接された HT60 あるいは HT80 からなる溶接構造物が脆性破壊を起さないために許容される最大の亀裂長さは、板厚が 40 mm 程度までは、板厚が増加するにつれて増大するが、それ以上の板厚になると板厚の増加とともに減少する。

謝 辞

本研究に対し、有益なご討論とご助言を頂いた、東京大学金沢教授、町田助教授および東京工業大学田村教授、さらに、日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 B E 委員会、T M 委員会の委員各位に謝意を表します。

参 考 文 献

- 笠松, 高野, 松岡: “2V シャルピ衝撃試験の特性値と Deep Notch Test による脆性破壊発生特性値の相関について”, 溶接学会誌, 第44巻, 第6号, (1975), p. 59
- K. Kasamatsu, M. Kono, M. Matsuoka: “Relationship between the V-notch Charpy Characteristics and the Brittle Fracture Initiation Characteristics in the Deep Notch Test”, Transactions of the Japan Welding Society, Vol. 7, No. 2, (1976), p. 49
- 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 B E 委員会: “溶接構造用鋼板のボンド脆化に関する共同研究—B E 委員会共同研究総合報告書—” (1975)
- 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会 T M 委員会: “脆性破壊発生特性に基づく鋼材の材質判定規準の確立に関する共同研究—T M 委員会共同研究総合報告書—” (1975)
- 長谷部, 川口, 有持: “脆性破壊発生特性からみた溶接継手ボンド部の材質評価にたいする提案”, 溶接学会誌, 第44巻, 第1号, (1975), p. 77
- 越賀, 田中, 栗田: “溶接構造物の脆性破壊発生に及ぼす応力除去焼鈍の影響”, 日本造船学会論文集, 第129号, (1971), p. 267
- 越賀, 秋山, 岩崎: “限界 COD 値の安定性および ρ_c 値決定法について”, 日本造船学会論文集, 第134号, (1973), p. 405
- T. Kanazawa, S. Machida, T. Miyata: “Present Status on the Evaluation Criteria of Fracture Toughness for Structural Steels and Their Welded Joints in Japan”, Proceeding of an international conference on prospects of fracture mechanics held at Delft University of Technology, June 24–28, 1974
- 日本鋼構造協会: “70キロ, 80キロハイテンの溶接構造物への適用とその問題点(第1回)”, JSSC, Vol. 7, No. 63, (1971), p. 26–p. 31
- H. Kihara, T. Kanazawa, K. Ikeda, H. Ōba, S. Susei: “Effects of Notch Size, Angular Distortion and Residual Stress on Brittle Fracture Initiation Characteristics of Welded Joints for High Strength Steels”, Document No. X-508-69 at 1969 Meeting of International Institute of Welding
- Y. Akita, T. Yada, K. Sakai: “Application of C. O. D. Concept for Evaluation of Brittle Fracture Initiation in Residual Stress Field”, IIW Doc. X-529-69 (1969)
- 伊藤, 田中: “溶接ボンド部表面切欠からの脆性破壊発生に関する一考察”, 日本造船学会論文集, 第128号, (1970), p. 405
- 伊藤, 田中: “溶接ボンド部表面切欠からの破壊に及ぼす諸因子の影響”, 日本造船学会論文集, 第129号, (1971), p. 179
- 笠松, 高野: “調質形 60kg/mm² 級高強度鋼板 K-TEN 62 の脆性破壊発生特性”, R&D 神戸製鋼技報, Vol. 22, No. 2, (1972), p. 64