

(昭和 44 年 5 月日本造船学会春季講演会において講演)

鋼構造物に発生する脆性破壊と残留応力

正員 秋 田 好 雄* 正員 矢 田 敏 夫*
 正員 酒 井 啓 一*

Effect of Residual Stress on Brittle Fracture in Steel Structure

by Yoshio Akita, *Member* Toshio Yada, *Member*
 Keiichi Sakai, *Member*

Summary

It appears to the authors that the theory of crack opening displacement based on a dislocation model is useful for the analysis of brittle fracture initiation, which necessarily follows the local yield at the tip of the pre-existing crack.

The authors carried out Deep Notch Tests with and without welding residual stress and investigated the effect of the residual stress on brittle fracture initiation in steel structure.

They also examined the effect of pre-loading on the initiation using same specimens.

The test results were analysed using the crack opening displacement theory. Calculation results are in good agreement with the experimental ones.

In connection with these results, they discuss the safety of the steel structures with welding residual stresses.

1. 緒 言

脆性破壊現象を取り扱う際には、脆性亀裂の発生の問題とその伝播・停止の問題の二つに分けて考えるのが一般である。

脆性破壊の伝播・停止についてはぼう大な研究が行なわれて、Griffith-Irwin 流のエネルギー条件を中心とした理論解析によりその特性がよく説明されている¹⁾。そして亀裂伝播停止試験としての代表的な Double-tension test は鋼構造物の材質判定の基準として実用に供されている。

これに対して、脆性破壊の発生現象については、Deep notch test²⁾³⁾ により各種鋼材の発生特性が明らかにされてきたが、実用の見地からは残された問題も少くない。

大型鋼構造物においては必ず溶接施工が行なわれる以上、脆性破壊の発生を実用的に検討する際には、溶接に伴う問題を合わせ考えなければならない。

溶接部に関して脆性破壊現象に最も影響をもつものの一つは溶接残留応力で、その影響については多くの研究がなされてきた⁴⁾。溶接残留応力は溶接方法によつても異なるが、一般には材料の降伏点の増加にしたがつて、その降伏点に対する割合は低下している (Fig.1)。軟鋼では降伏点に達する引張残留応力が溶接線の近傍に分布して、部分的に塑性域にある。また 100 キロ級の高張力鋼においても低荷重を加えるだけで、部分的に降伏点に達するような応力状態となつている。そしてその高応力が分布する部分に何

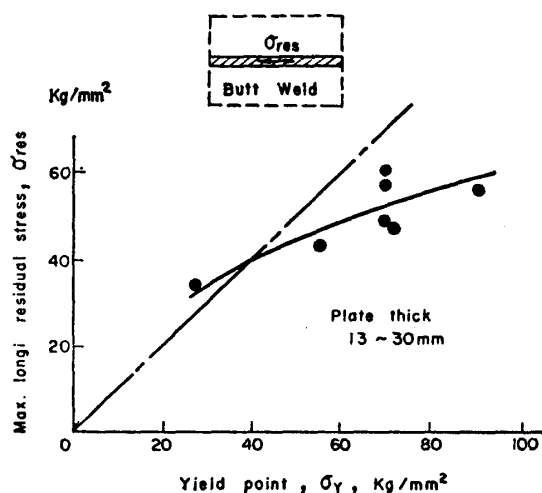


Fig.1 Maximum Residual Stress σ_{res} in Butt-weld and Nominal Yield Stress of the Mother Plate

* 石川島播磨重工業技術研究所

らかの欠陥のある場合、あるいはこの部分に亀裂が達する場合においては、比較的低荷重のもとで脆性破壊を生じる可能性がある。したがって溶接構造物の安全を考える上では、この残留応力の影響を十分考慮しなければならない。

著者らは、この見地に立つて脆性破壊の発生現象について調べてきた。その中で比較的低荷重のもとで発生する溶接構造物の脆性破壊を実験的に再現させる方法としてI型溶接継手試験を開発し、溶接残留応力が脆性破壊の発生におよぼす影響が相当に大きいものであることを知った⁸⁾。

一方、脆性破壊の発生に関する理論的解析については、鋼構造物においては、通常かなりの大きさの塑性変形を生じて後発生することが多いため取り扱いが困難であつた。また先述のように溶接部に降伏点に達するような残留応力が分布する場合は従来の Griffith-Irwin 式の適用は困難となる。

これに対して、最近、亀裂の開口変位に注目した理論解析法が提案されて⁵⁾⁶⁾、実験的および理論的展開が行なわれている⁷⁾。

著者らは Bilby, Cottrell, Swinden および Smith による亀裂開口変位の計算手法を拡張して、一般的な分布応力を受ける有限板中の亀裂について開口変位の計算式を導き、その結果をI型溶接継手試験の解析に適用したところを先に報告した⁸⁾。

ここでは、溶接残留応力の大きさと脆性破壊の発生応力との関係および、常温予荷重が脆性破壊の発生におよぼす影響について実験的に調べた。そして、理論解析によつて脆性破壊の発生条件をある程度定量化することができたので報告する。なお、理論解析は、限界開口変位説を前提としてディスロケーション模型による亀裂開口変位の計算によつて行なつた。

2. 亀裂開口変位の計算

著者らはディスロケーション模型を用い任意分布を受ける亀裂の開口変位の計算を行ない先に報告した⁸⁾。その特別な場合として階段状応力分布を受ける場合の計算結果を引用すると次のようである。

基礎方程式：周期的にディスロケーションが分布する場合のつり合い式、

$$\int_{\lambda_1=-a}^{\lambda_1=a} \frac{\cos(\pi\lambda_1/2h)f(\lambda_1)d\lambda_1}{\sin(\pi x_1/2h) - \sin(\pi\lambda_1/2h)} - \frac{2h}{A\pi} P(x_1) = 0 \quad (1)$$

(1)式を $x_1 = \pm a$ で $f(x_1)$ が発散しない条件のもとに解いて亀裂先端の開口変位量 $\phi(c)$ は

$$\begin{aligned} \phi(c) &= b \int_c^a f(x_1) dx_1 \\ &= \frac{2hb \sin \alpha}{\pi^2 A} \left\{ \begin{aligned} &(P_2 - P_1) \cdot I(\chi, B) \\ &+ (P_0 + P_1) \cdot I(\chi, \psi) \\ &+ (P_3 - P_0) \cdot I(\chi, D) \end{aligned} \right\} \quad (2) \end{aligned}$$

積分条件式より

$$(P_2 - P_1) \cos^{-1}(\sin B) + (P_0 + P_1) \cos^{-1}(\sin \psi) + (P_3 - P_0) \cos^{-1}(\sin \theta) = (\pi/2) \cdot P_3 \quad (3)$$

を得る。

ただし

$$I(\chi, Y) = \int_{\phi}^{\pi/2} \frac{\cos \chi}{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha \sin^2 \chi}} \ln \left| \frac{\sin(\chi + Y)}{\sin(\chi - Y)} \right| d\chi \quad (4)$$

$$\left. \begin{aligned} \sin \alpha &= \sin(\pi a/2h) \\ \sin B &= \sin(\pi b/2h)/\sin \alpha \\ \sin \psi &= \sin(\pi c/2h)/\sin \alpha \\ \sin \theta &= \sin(\pi d/2h)/\sin \alpha \\ \sin \chi &= \sin(\pi x_1/2h)/\sin \alpha \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

である。

また

G : 剪断剛性, ν : ポアソン比,
 b : バーガスベクトル
 A : 材料定数 ($Gb/2\pi(1-\nu)$)

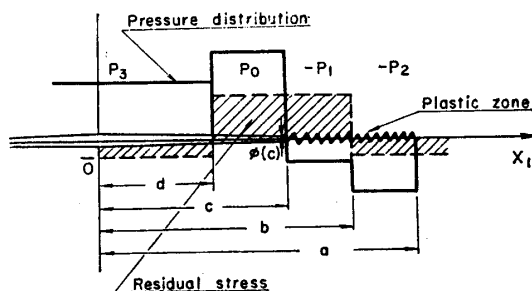


Fig.2 Distribution of Pressure Resultant on the Crack Plane and Residual Stress

$f(\lambda_1)$: λ_1 におけるディスロケーション密度

$P(x_1)$: x_1 における圧力分布 (第2図)

h : 板幅の 1/2

a : 塑性域の最遠点

である。

2.1 溶接残留応力分布の大きさを考慮した開口変位の計算

(2), (3)式を用いて溶接残留応力の大きさを考慮しながら外応力と開口変位との関係を求める。ここでは残留応力はク形状分布とし、引張残留応力の幅 $b-d$ は一定値として大きさのみが変るとする。また材料は非硬加材と仮定する。なお記号を次のように定める。

$\phi(c)$: 開口変位

$\sigma_Y R_0$: 外力による応力

$\sigma_Y S_0$: 外力による gross 応力

$\sigma_Y \beta$: 引張残留応力

$\sigma_Y k$: 圧縮残留応力 ($= -(b-d)\beta\sigma_Y/(h-b+d)$)

σ_Y : 降伏応力

Case I 残留応力なし

$$R_0 < 1, P_3 = P_0, P_1 = P_2, P_0 = R_0 \sigma_Y, -P_1 = (R_0 - 1) \sigma_Y$$

ゆえに

$$\phi(c) = \frac{2hb \sin \alpha}{\pi^3 A} \cdot \sigma_Y \cdot I(\chi, \psi) \quad (6)$$

$$R_0 = \frac{2}{\pi} \cos^{-1}(\sin \psi) \quad (7)$$

$$S_0 = R_0 \quad (8)$$

Case II 残留応力あり

(1) $\beta + R_0 < 1, a < b$ のとき

$$P_3 = (R_0 + k) \sigma_Y, P_0 = (R_0 + \beta) \sigma_Y, -P_1 = (R_0 + \beta - 1) \sigma_Y, -P_2 = -P_1$$

$$\phi(c) = \frac{2hb \sin \alpha}{\pi^3 A} \cdot \sigma_Y \cdot \{I(\chi, \psi) + (k - \beta)I(\chi, D)\} \quad (9)$$

$$R_0 = \frac{2}{\pi} \{\cos^{-1}(\sin \psi) + (k - \beta) \cos^{-1}(\sin D) - (\pi/2)k\} \quad (10)$$

$$S_0 = R_0 \quad (11)$$

(2) $\beta + R_0 < 1, a \leq b$ のとき

$$P_3 = (R_0 + k) \sigma_Y, P_0 = (R_0 + \beta) \sigma_Y, -P_1 = (R_0 + \beta - 1) \sigma_Y, -P_2 = (R_0 + k - 1) \sigma_Y$$

$$\phi(c) = \frac{2hb \sin \alpha}{\pi^3 A} \cdot \sigma_Y \cdot \left\{ \begin{array}{l} (\beta - k)I(\chi, \beta) \\ + I(\chi, \psi) \\ + (k - \beta)I(\chi, D) \end{array} \right\} \quad (12)$$

$$R_0 = \frac{2}{\pi} \left\{ (\beta - k) \cos^{-1}(\sin B) + \cos^{-1}(\sin \psi) + (k - \beta) \cos^{-1}(\sin D) - \left(\frac{\pi}{2}\right)k \right\} \quad (13)$$

$$S_0 = R_0 \quad (14)$$

(3) $\beta + R_0 \leq 1$ のとき ($a > b$)

$$P_3 = (R_0 + k) \sigma_Y, P_0 = \sigma_Y, -P_1 = 0, -P_2 = (R_0 + k - 1) \sigma_Y$$

$$\phi(c) = \frac{2hb \sin \alpha}{\pi^3 A} \cdot \sigma_Y \cdot \left\{ \begin{array}{l} (1 - R_0 - k)I(\chi, B) \\ + (R_0 + k - 1)I(\chi, D) \\ + I(\chi, C) \end{array} \right\} \quad (15)$$

$$R_0 = \frac{(1 - k) \cos^{-1}(\sin B) + (k - 1) \cos^{-1}(\sin D) + \cos^{-1}(\sin \psi) - (\pi/2)k}{(\pi/2) + \cos^{-1}(\sin B) - \cos^{-1}(\sin D)} \quad (16)$$

$$S_0 = \frac{1}{h} \{R_0 d + (1 - \beta)(b - d) + R_0(h - b)\} \quad (17)$$

(16)~(17)式により各応力レベルに対する亀裂の開口変位量が計算される。

計算結果の一例をFig.3 に示す。図中 general yield の条件は $a=h$ なる条件である。

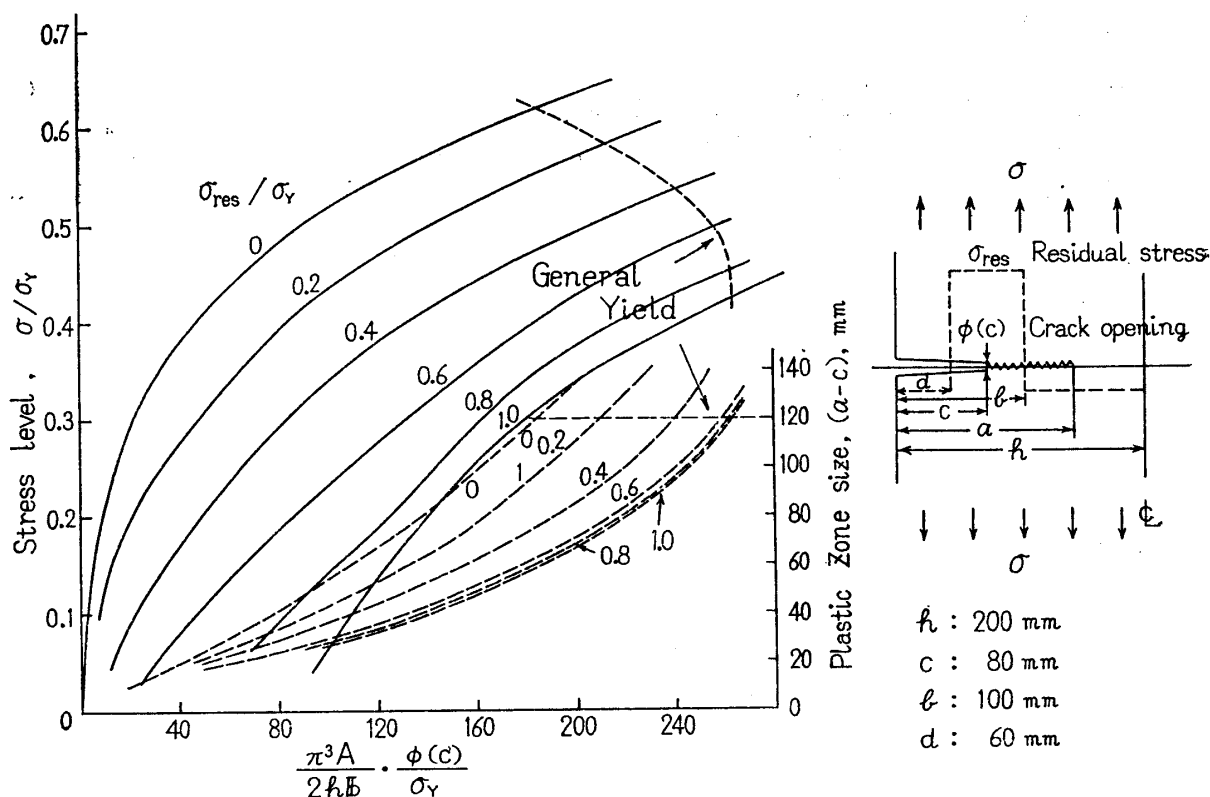


Fig. 3 Stress Level and Plastic Zone Size v.s Crack Opening Displacement

2.2 負荷・除荷過程における開口変位の計算

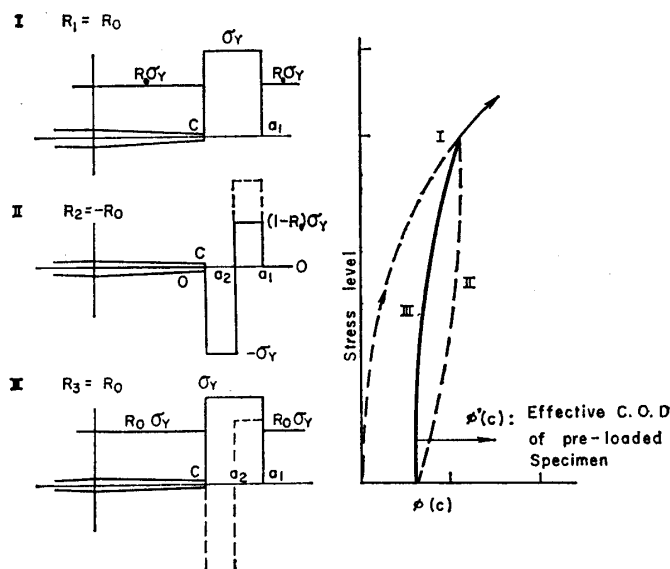


Fig.4 Change of Stress Distribution and Crack Opening Displacement during Load Cycle

分布状態は次のようになる。

負荷、除荷および再負荷による亀裂の開口変位についてディスロケーション模型により検討する。初期の残留応力分布を受ける亀裂についても同様に計算できるが、ここでは簡単のため、初期の残留応力のない試験片の場合について述べる。

Stage I 負荷 $R_1 = R_0$

$$\phi_0(c) = \frac{2hb}{\pi^3 A} \cdot \sin \alpha_1 \cdot \sigma_y \cdot I(\chi, \psi_1) \quad (18)$$

$$S = R_0 = \frac{2}{\pi} \cos^{-1}(\sin \psi_1) \quad (19)$$

このとき塑性域の大きさは $a_1 \sim c$ である。

Stage II 除荷 $R_2 = -R_0$

除荷に際しては新たにディスロケーション模型を考えて計算を行う。ただしこの場合 Stage I の最終状態において塑性状態となつた $(a_0 \sim c)$ の部分は除荷に対して σ_y の残留応力として働くものと考ええる。そして除荷の最終状態における開口変位および残留応力の

$$\phi_2(c) = \frac{2hb}{\pi^3 A} \cdot \sigma_Y \cdot (\sin \alpha_1 \cdot I(\chi, \psi_1) - 2 \sin \alpha_2 I(\chi, \psi_2)) \quad (20)$$

$$R_0 = 2 \cdot \frac{2}{\pi} \cos^{-1}(\sin \psi_2) \quad (21)$$

すなわち除荷によつて生じる亀裂先端近傍の圧縮降伏状態となる部分 ($a_2 \sim c$) の大きさは Stage I による ($a_0 \sim c$) の 1/2 である。

Stage III 再負荷 R_3

(1) $R_3 \geq R_0$ のとき

再負荷に際しては ($a_2 \sim c$) 間の圧縮降伏残留応力を受ける亀裂の開口変位を求めることになる。

$$\phi_3(c) = \frac{2hb}{\pi^3 A} \cdot \sigma_Y \cdot (\sin \alpha_1 I(\chi, \psi) - 2 \sin \alpha_2 I(\chi, \psi_2) + 2 \sin \alpha_3 I(\chi, \psi_3)) \quad (22)$$

そして $R_3 = R_0$ のとき

$$\phi_3(c) = \phi_1(c), \quad a_3 = a_1 \quad (23)$$

となり, Stage I の最終状態と同一になる。

(2) $R_3 > R_0$ のとき

$$\phi_3(c) = \frac{2hb}{\pi^3 A} \cdot \sin \alpha_3 \cdot \sigma_Y \cdot I(\chi, \psi_3) \quad (24)$$

$$S = \frac{2}{\pi} \cos^{-1}(\sin \psi_3) \quad (25)$$

以上を図示すると Fig.4 のようである。

3. 実 験

残留応力が脆性破壊におよぼす影響を調べる試験法の一つとして, 溶接ビードつきの Deep notch 試験片を製作し, 溶接ビードのない, 通常の Deep notch 試験片による試験結果との比較を行なつた。また, これらの試験片を予荷重加工することによつて, 切欠先端部に圧縮残留応力を与え, その脆性破壊におよぼす影響を実験的に調べた。

3.1 供試材および試験片

Table.1 Chemical Compositions and Mechanical Properties

Thick.	C	Si	Mn	P	S	σ_Y	σ_B
18 mm	0.13	0.47	1.23	0.011	0.010	54.3 kg/mm ²	64.9 kg/mm ²

供試材は市販の 60 キロ級高張力鋼で, 板厚は 18 mm である。化学組成および機械的性質は Table.1 に示す通りである。

試験片形状は Fig.5 に示す通りで, 溶接試験片は溶接完了後に切欠加工を行なつた。切欠の深さは 80 mm で先端は 0.1 mm r に加工された。なお溶接は市販 60 キロ手溶接棒を用い, 熱入力約 30,000 Joule/cm で溶接した。

3.2 溶接残留応力および溶接部の材質

溶接のままの試験片について残留応力の解放実験を行ない, 残留応力の分布状況を調べた結果を Fig.6 に示す。

Deep notch test で脆性亀裂が発生する切欠先端部分の材質試験として 2mmV ノッチシャルピー試験を行なつた。その結果を Fig.7 に示す。これから溶接試験片の切欠先端部の材質は母材とほぼ同等であると考えられる。

3.3 試験結果

母材 Deep notch 試験片および溶接試験片による試験結果の一覧を Table.2 に示す。また Fig.8, Fig.9 中

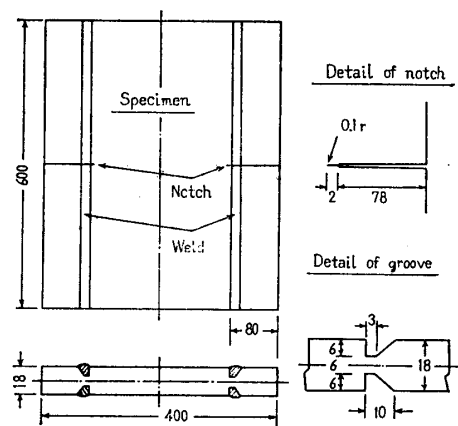


Fig.5 Welded Deep Notch Specimen

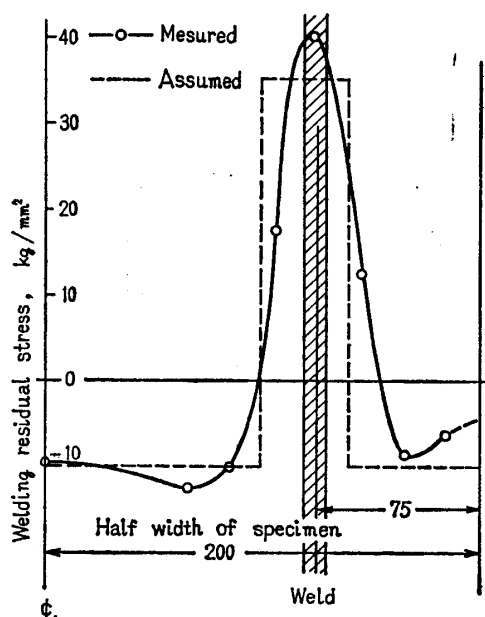


Fig.6 Residual Stress Distribution

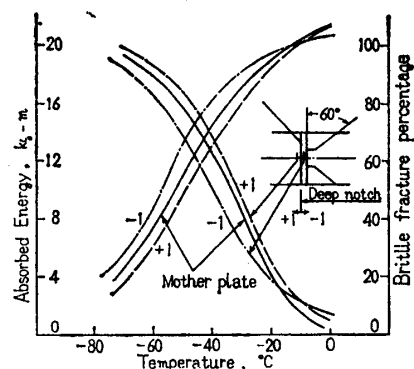


Fig.7 Result of 2mm V-Notch Charpy Test

に示す。

実験に認められた重要な事項は次のようである。

(1) 溶接残留応力の影響試験では、溶接試験片の破壊応力は母材試験片にくらべて著しく低く、 -120°C 付近では約 1/2 の強度となつている。

(2) 常温予荷重を与えた試験片では、母材試験片、溶接試験片ともに、低温試験においては強度が増加する。

(3) 母材試験については、 -65°C 試験では予荷重の大きさ以上の強度を示したが、 -190°C 試験では破壊応力は予荷重の大きさ以下となつている。

Table 2 Results of Fracture Tests

Specimen No.	Kind of Specimen	Pre-load kg/mm ²	Test temp., °C	Fracture stress, kg/mm ²
1	Mother Plate	0	-65	30.5
2	"	0	-110	28.4
3	"	0	-190	15.2
4	"	16.5	-65	33.5
5	"	22.6	"	39.4
6	Welded Specimen	25.3	-190	19.8
7	"	0	-30	25.3
8	"	0	-65	20.3
9	"	0	"	20.9
10	"	0	-135	14.0
11	"	16.5	-65	28.6
12	"	24.1	"	36.5
13	"	29.6	"	37.5

4 実験結果の解析

4.1 溶接残留応力の大きさと破壊応力との関係

2.1 項で求めた開口変位の計算をもとに、限界開口変位説を前提に試験温度と破壊発生応力との関係を求めると Fig.8 中に示す曲線群を得る。破壊発生応力の計算に際しては、限界開口変位の大きさ $\phi(c)_c$ は

$$\phi(c)_c = q \exp\left\{-\frac{k}{T}\right\} \quad (26)$$

の温度依存性をもつものと仮定した。Fig.8 の場合には $q=1.18\text{mm}$ 、 $k=252^{\circ}\text{K}$ の値を用いた。このように q 、 k を定めると、 $\phi(c)_c$ の値は -60°C で 0.365mm となり、開口変位量としては一応妥当な値となつている。そして母材 Deep notch 試験片と溶接試験との破壊応力の相対関係がよく表わされている。なお本溶接試験片の溶接残留応力の分布は Fig.6 中に点線で示すようにク形状分布で近似した $\sigma_{res}/\sigma_Y=0.6$ の場合に相当する。

4.2 予荷重の影響試験

2.2 項に述べたように、常温予荷重を受けた亀裂の先端部分には圧縮の残留応力が分布する。しかし再負荷の

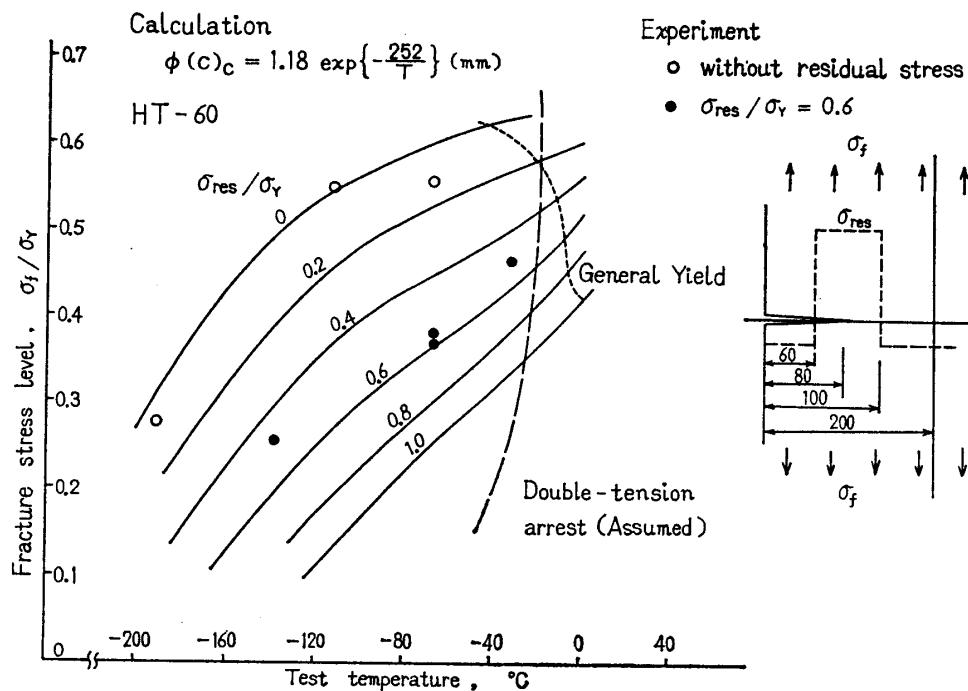


Fig.8 Result of Welded Deep Notch Test Effect of Residual Stress on Brittle Fracture Initiation

場合には、材質の変化、バウシング効果を見無視すれば荷重が予荷重の大きさになつて以後は、通常の単純な引張試験の場合と同じ挙動を示す。したがって Stage I から順に求めた開口変位を用いるのでは、予荷重によつて破壊応力が変化することを説明することはできない。

しかし、いま仮りに、予荷重は亀裂の先端部に残留応力を与えることのみに意味をもつと考え、Stage III の初期状態をもとにして得られる開口変位量に注目して、これを $\phi'(c)$ とすれば、 $\phi'(c)$ の限界量 $\phi'(c)_c$ によつて再負荷過程における脆性破壊の発生が説明されよう。

2.2 項の計算方法にしたがつて、各予荷重量に対する $\phi'(c)$ を計算し、 $\phi'(c)_c$ の温度依存性を Fig.8 の場合と同様に定めれば、破壊応力と試験温度との関係は Fig.9 のように求まる。図中、破線は母材試験片、実線は溶接試験片 ($\sigma_{res}/\sigma_Y = 0.6$) に対する計算結果である。実験値の数が少く、いろいろと議論のあるところと考えるが、このように考えれば、予荷重の大きさによる脆性破壊の発生特性を一応説明できる。予荷重の影響についてはさらに実験を追加し検討を行う予定である。

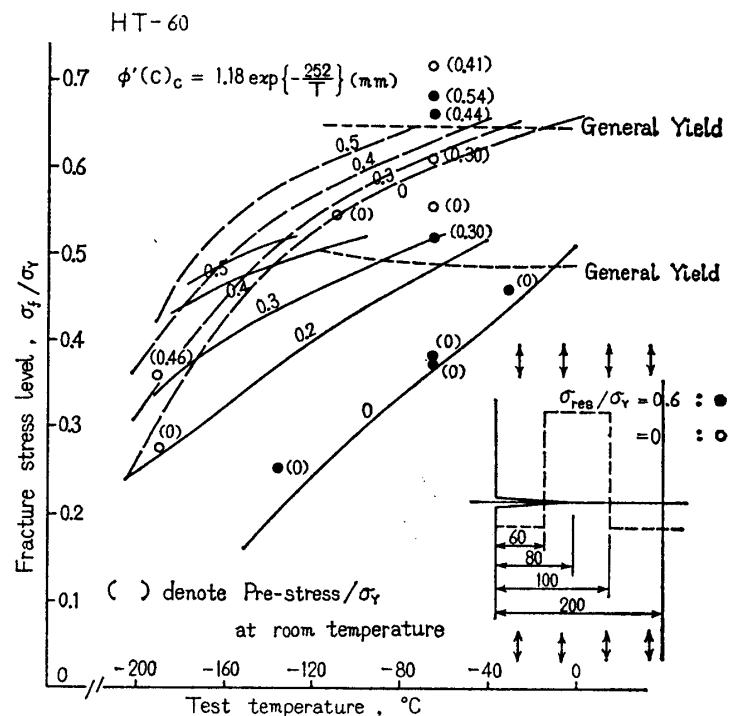


Fig.9 Effect of Pre-loading at Room Temperature on Brittle Fracture Initiation

5 結果の適用

いままで述べたところで、溶接残留応力の脆性破壊発生におよぼす影響は相当に大きく、本実験に用いられた

試験片のように severe な条件においては脆性破壊の発生温度は母材の Deep notch test にくらべ 100°C 以上も上昇する場合のあることを知った。Double tension test の伝播・停止限界温度を Fig.8 中に示すが、溶接試験片による発生温度の上限に近いところにある。

IN-50 GRADE E STEEL	Thick mm	C	Si	Mn	P	S	A	N	T.S. kg/mm ²	T.S. kg/cm ²	Elong. %	E-10 kg./cm ²	vTens %
	13	0.13	0.27	1.43	0.016	0.013	0.052		38.4	53.2	36.2	16.6	-76
	25	0.13	0.27	1.43	0.016	0.011	0.054		37.4	52.5	39.0	16.5	-76
	32	0.13	0.28	1.42	0.015	0.011	0.054		37.4	52.7	38.0	22.0	-77

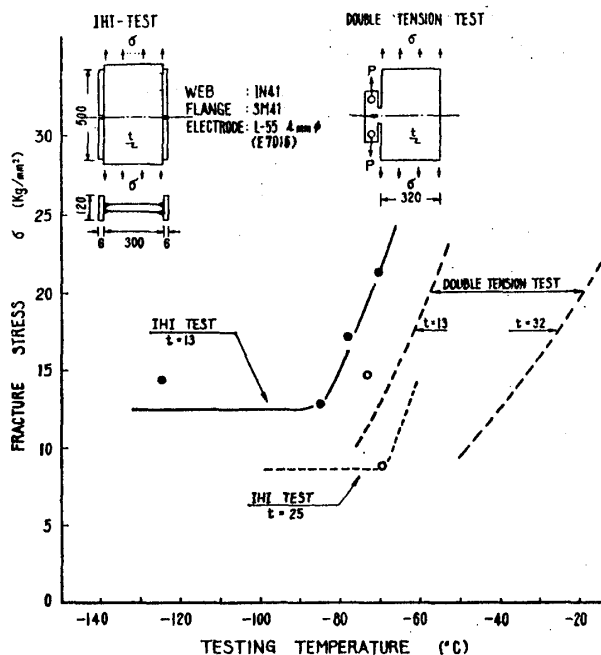


Fig.10 Comparison of IHI test with Double tension test

しかし、供試試験片は板幅 400mm の場合であり、さらに板幅の大きい場合を考えれば General Yield の限界線は高温側に移るので、伝播・停止温度より発生温度が高温側になる場合もあり得ると考えられる。

Fig.10 に I 型溶接継手試験の結果⁹⁾を引用するが、この場合発生温度は Double tension test のそれに近くなっている。このような立体的な構造に不連続部がある場合には脆性破壊の発生に対する有効切欠長が大きくなる場合があり、脆性破壊の発生自体が許されないと考えられるような構造に対しては慎重な配慮が必要である。

3 および 4 節で述べた解析法を用いれば、任意の残留応力分布を受ける先在亀裂から発生する脆性破壊応力を定量化することができる。すなわち母材の Deep notch test 結果と残留応力分布がわかれば、各種鋼材に対する脆性破壊発生防止対策を検討できる。各鋼材の限界開口変位量の大きさとその温度依存性によつて異なるが、一般には、溶接残留応力の降伏点に対する比が小さくなる高張

力鋼では発生温度の上昇は小さくなると考えられる。

本研究で用いた試験片の形状は相当に severe なものであり、単独の溶接線にこのような大欠陥が存在する可能性は小さいが溶接線の近接する場合には注意が必要である。

常温予荷重の影響は非常に大きく、脆性破壊の発生防止対策として有効である。また Low cycle Fatigue などにより進展した亀裂は、繰返し負荷により亀裂先端部に生じる圧縮残留応力の影響を受けて比較的安定した状態にあると考えられる。

6. 結 論

Deep notch 試験および溶接ビードつき Deep notch 試験片を用いて、溶接残留応力および常温予荷重の脆性破壊発生におよぼす影響について調べた結論を得た。

(1) 溶接残留応力の大きさは、脆性破壊の発生に対して相当の影響をもち、本試験による脆性破壊発生温度は、Double tension test の伝播停止温度に近い値となった。

(2) 常温予荷重の脆性破壊発生におよぼす影響は大きく、母材 Deep notch 試験片についても、溶接試験片によるのと同様、予荷重により低温強度が増加した。

(3) 以上(2)、(3)項につきディスロケーション模型により解析を行なった。

(4) 限界開口変位説をとることにより、残留応力の脆性破壊発生におよぼす影響をかなり定量化することができた。

(5) 以上の結果をもとに、構造物の安全性について若干の考察を行なった。

謝 辞

本研究にあたり、造船学会溶接研究委員長の木原教授、第一、第二分科会の主査金沢教授、大谷教授をはじめ委員各位の有益なご助言およびご討論をいただいた。また研究実施に際しては、石川島播磨重工業株式会社技術

研究所の前田博士のご指援を受けた。ここに深く謝意を表します。

参 考 文 献

- (1) H. Kihara and T. Kanazawa, On a Newly Established Evaluation Criteria for Brittle Fracture Characteristics of Structural Steels for Low Temperature Application, IIW Document IX-414-64 (1964)
 - (2) 秋田, 池田, 岩井: 脆性破壊の発生に関する研究 (第1報)——Deep Notch Test について——, 造船協会論文集 116 (1965)
 - (3) 木原, 池田: 脆性破壊の発生に関する研究 (第2報)——鋼板の破壊発生特性について——造船協会論文集 118 (1965)
 - (4) 木原, 増淵, 飯田, 大庭: Effect of Stress Relieving on Brittle Fracture Strength of Welded Plate, IIW Document X-218-59, etc.
 - (5) B. A. Bilby, A. H. Cottrell, and K. H. Swinden, The Spread of Plastic Yield from a Notch, Proc. Roy. Soc. A 272 (1963)
 - (6) B. A. Bilby, A. H. Cottrell, E. Smith and K. H. Swinden, Plastic Yielding from Sharp Notches, Proc. Roy. Soc. A 279 (1964)
 - (7) 越賀, 石原: 脆性破壊の COD 説に関する予備的攻究, 造船学会論文集, Vol.123, 1968, 6
 - (8) 矢田, 酒井: 分布応力を受ける不連続構造物に生じる脆性破壊の発生に関する一考察, 造船学会論文集 Vol.123, 1968, 6 etc.
 - (9) H. Kihara, Y. Akita, K. Ikeda & T. Yada, Recent Studies on Brittle Fracture Initiation in Japan using Large Size Specimens, IIW, 1964 Annual Meeting.
-