



Title	溶接冷間割れの力学的指標に関する研究
Author(s)	金, 裕哲
Citation	大阪大学, 1985, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://hdl.handle.net/11094/842
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

I-45
78
3596

溶接冷間割れの力学的指標に関する研究

昭和 59 年 11 月

金 裕 哲

溶接冷間割れの力学的指標に関する研究

昭和 59 年 11 月

金 裕 哲

目 次

緒 論	1
第 1 章 スリット溶接継手の拘束度	5
1 . 1 緒 言	5
1 . 2 母板の板厚が全て有効に働く場合の拘束度	6
1.2.1 一定荷重に対する拘束度： R_p	7
1.2.2 一定変位に対する拘束度： R_δ	10
1.2.3 拘束度の定式化	13
1.2.4 拘束度の収束限界	15
1.2.5 一定荷重および一定変位に対する拘束度の相関関係	16
1 . 3 母板の板厚に対するのど厚比の影響を考慮した拘束度 (有効拘束度)	17
1.3.1 一定荷重に対する有効拘束度： $(R_p)\eta$	18
1.3.2 一定変位に対する有効拘束度： $(R_\delta)\eta$	19
1.3.3 母板の板厚とのど厚比に対する修正係数 η の提案	19
1 . 4 開先形状および板厚中心からの偏心距離が有効拘束度に 及ぼす影響	22
1.4.1 開先形状が有効拘束度に及ぼす影響	22
1.4.2 板厚中心からの偏心距離が有効拘束度に及ぼす影響	24
1 . 5 一般化した有効拘束度の近似計算式の提案	25
1 . 6 結 言	26
付録 1.1 Westergaard の応力関数	28
付録 1.2 y 方向に一樣なクイチガイ δ_0 が与えられた場合の Airy の応力関数	29
付録 1.3 有限板への修正率： β_p / β_{s0} に対する考察	29
付録 1.4 母板の板厚とのど厚比に対する修正係数 η の導出	30

第 2 章	スリット溶接継手の拘束応力・ひずみの解析的計算法	33
2.1	緒 言	33
2.2	熱弾塑性現象のモデル化と解析法で用いた仮定	33
2.3	拘束応力・ひずみの直接的生成源である固有収縮量の 解析的計算法	36
2.3.1	瞬間熱源による温度分布	36
2.3.2	固有収縮量の解析的計算法	37
2.4	固有収縮量に基づく拘束応力・ひずみの解析的計算法	41
2.4.1	溶接金属に弾性応力が生じる場合の拘束応力・ひずみ	41
2.4.2	溶接金属の一部が塑性化した場合の拘束応力・ひずみ	43
2.4.3	溶接金属がスリットの全長で塑性化した場合の 拘束応力・ひずみ	45
2.5	極厚板スリット溶接継手の固有収縮量および拘束応力・ひずみの 解析的計算法	45
2.5.1	3次元熱弾性解析による固有収縮量の検討	46
2.5.2	母板の板厚とのど厚比の影響を考慮した拘束応力・ひずみの 解析的計算法	47
2.6	拘束応力・ひずみの妥当性の検証	48
2.6.1	物理定数の選定と温度分布の精度	49
2.6.2	熱弾塑性解析および実験による妥当性の検証	50
2.7	結 言	54
付録 2.1	付加変形 ΔS_T の解析的計算法	56
付録 2.2	$\Delta \sigma_s^k$ の解析的計算法	57
付録 2.3	$\Delta \sigma_s$ の定式化	58
付録 2.4	溶接金属の一部が塑性化した場合の母板の弾性変形量 S_e の 解析的計算法	59
付録 2.5	固有収縮量 S_T の近似計算式	60

第3章	相変態の力学的取扱いと拘束応力・ひずみの解析的計算理論の拡張	63
3.1	緒言	63
3.2	相変態領域における機械的性質の力学的取扱いと拘束応力の発生過程	64
3.2.1	相変態領域の決定および機械的性質の計測	64
3.2.2	相変態領域における諸機械的性質の理想化	67
3.2.3	実験および熱弾塑性解析による実験のシミュレーション	69
3.2.4	拘束応力の発生過程に対する考察および機械的性質の力学的扱い	72
3.2.5	拘束応力・ひずみの生成機構	74
3.3	固有収縮量に基づく拘束応力・ひずみの解析的計算理論の拡張	75
3.3.1	相変態の影響が顕著である鋼材に対する解析的計算法の適用	75
3.3.2	実験および熱弾塑性解析による妥当性の検討	76
3.4	結言	77
第4章	斜めY形溶接割れ試験片の力学的特性	79
4.1	緒言	79
4.2	斜めY形溶接割れ試験片の拘束応力・ひずみ	79
4.3	拘束応力・ひずみに及ぼす諸因子の影響	80
4.3.1	相変態の影響	80
4.3.2	入熱量の影響	82
4.3.3	予熱温度（初期温度）の影響	83
4.3.4	板厚の影響	84
4.4	斜めY形溶接割れ試験片と力学的に最大の拘束を受ける試験片寸法との関係	88
4.5	結言	90

第 5 章	溶接冷間割れに対する新たな力学的指標の提案と拘束度の	
	力学的指標としての意義	93
5 . 1	緒 言	93
5 . 2	拘束応力・ひずみの一般特性	94
5 . 3	拘束度に代る新たな力学的指標の提案	98
5 . 4	2次元拘束状態に対する力学的指標としての拘束度の意義と その実用性	101
5.4.1	2次元拘束状態における拘束度の力学的背景	101
5.4.2	力学的指標としての拘束度の実用性	102
5 . 5	結 言	106
付録 5.1	母板の板厚とのど厚比を考慮した1次元拘束状態の 拘束応力・ひずみの解析的計算法	108
第 6 章	新たに提案した力学的指標の妥当性の検証と溶接冷間割れ	
	防止条件の選定	109
6 . 1	緒 言	109
6 . 2	溶接冷間割れ感受性指数に対する力学的観点からの検討と 割れ発生条件	109
6.2.1	従来の力学的指標（拘束度）による実験結果の解析	112
6.2.2	新たな力学的指標（拘束ひずみ）による実験結果の解析と 限界拘束ひずみ	113
6 . 3	拘束ひずみを基準とした割れ防止条件の選定	118
6.3.1	拘束ひずみを基準とした割れ防止対策の考え方	118
6.3.2	割れ防止条件の選定法に基づく予熱温度の推定手順	119
6 . 4	結 言	122
総 括		123
謝 辞		128
参考文献		129
本論文に関連した発表論文		131

本研究の目的は、溶接による熱膨張・収縮が溶接線に沿って変化する2次元拘束状態（1次元拘束状態を含む）に対する溶接冷間割れ（低温割れ）の力学的指標、すなわち、鋼材の非線形挙動を考慮して力学的拘束条件の厳しさを簡潔かつ弾性、塑性域に限らず統一的に評価できる指標を提案し、これを基本とした溶接冷間割れ防止条件の選定法を示すことである。

構造物を溶接により建造すると、必然的に溶接変形・残留応力が生じる。これに起因して各種形態の溶接割れが発生することがある。溶接割れが発生すると溶接構造物の性能および構造物全体の強度を著しく低下させる危険性があり、割れ発生の有無は溶接構造物の安全性を大きく左右する。したがって、溶接施工前に割れの生じない健全な溶接継手を確保する、換言すれば、適正溶接施工条件の選定法を確立することが重要であり、従来から多くの研究がなされてきている。

溶接冷間割れ発生条件は冶金的、力学的な多くの影響を受けるが、力学的観点からすれば、一般的には「ある点に生じる応力・ひずみが限界値（材料の変形能・延性）を超えると割れが発生する」と簡潔に述べるができる。このような観点に立てば、冷間割れの主たる力学的因子としては継手に生じる残留応力、塑性ひずみとそれらの履歴が考えられる。

力学的拘束状態の最も基本的なものとしては、RRC試験（完全拘束割れ試験）に代表される1次元拘束状態の溶接継手があり、これを対象とした詳細な研究がある〔1～3〕。研究結果によれば、1次元拘束状態の継手に生じる平均拘束応力（平均残留応力）が継手の拘束度を用いて精度よく予測できることが示されると共に、初層ルート割れに対する限界拘束度が明確に指定できることから、応力・ひずみの詳細な情報を必要とせず、拘束度が溶接冷間割れの力学的指標として有効であり、その簡明さにおいて実用的であることが示されている〔4〕。

一方、実構造物の継手では溶接による熱膨張・収縮が溶接線に沿って変化する2次元拘束状態が多い。このような継手に対しても、溶接によって生じる応力・ひずみとの詳細な議論をすることなしに、実用上の見地から、拘束度を溶接冷間割れの力学的指標と考えて、多種・多様な研究がなされてきている〔5～8〕。

しかし上述のように、1次元拘束状態の継手では拘束度の定義およびその力学的背景も明らかであるが、2次元拘束状態に対する拘束度は1次元拘束状態とは異なり定義も種々あるばかりでなく、その力学的背景すら不明瞭である。さらに、一般の溶接施工では、鋼種、入熱量および予熱温度等が種々変化する。このような場合、拘束度はどのような力学的条件を想定した

ことになっているのか、すなわち、力学的指標としての適用性が不明であるにもかかわらず、1次元拘束状態との類似性を期待し、2次元拘束状態の継手に対しても拘束度を溶接冷間割れの力学的指標として用いているのが現状である。

本研究では、以上のような問題点を究明するため、2次元拘束状態の基本例としてスリット溶接を取上げる。そして、2次元拘束状態に対する拘束度を整理し、拘束度のもつ力学的条件および溶接冷間割れに対する統一的な力学的指標として用いる際の適用性を溶接金属に生じる拘束応力・ひずみを基本として明らかにする。さらに、溶接継手部の非線形挙動を考慮して、弾性、塑性域に限らず力学的拘束条件の厳しさを簡潔かつ統一的に表す拘束度に代るあらたな力学的指標として、拘束ひずみを提案（1次元および2次元拘束状態を含む）し、その有用性と実用性を冷間割れ試験結果を解析して具体的に示す。また、拘束応力・ひずみを基本とした溶接冷間割れ防止条件の選定法について論述する。

本論文の構成と内容は次のとおりである。

第1章では、現在のところ溶接冷間割れの力学的指標として多用されている2次元拘束状態に対する3つの拘束度の中で、幾何学的寸法のみ関数として計算できる一定荷重および一定変位に対する拘束度を精度よく求める解析法を展開すると共に、拘束度の定量的評価を容易にするため、母板の板厚に対するのど厚比、板厚中心からの偏心距離および開先形状の相違を考慮して簡単かつ精度よく計算する一般化した近似計算式を提案する。

第2章では、スリット溶接試験片に対して行った熱弾塑性解析結果を詳細に検討し、溶接金属に生じる拘束応力・ひずみの生成機構を基本として熱弾塑性現象を理想化し、解析モデルを設定する。このモデルを用いて、溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみの解析的計算法を展開する。また、計算結果の妥当性を実験により確認する。

第3章では、種々の実験を行い、冷却過程の相変態に伴う変態膨張の影響が顕著である鋼材に生じる拘束応力・ひずみを理論解析する際の機械的性質の温度依存性に対する力学的取扱いと、拘束応力・ひずみの生成機構を明らかにする。また、2章で展開した解析的計算法を相変態の影響が顕著である鋼材に対しても適用できるように、解析理論を拡張すると共に、計算結果の妥当性を実験により確認する。

第4章では、小型でかつ特別な装置を必要としないため、溶接冷間割れ感受性試験片として広く一般に用いられている斜めY形溶接割れ試験片が、鋼種、入熱量、予熱温度および母板の板厚等種々変化する場合、どのような力学条件を想定したことになるのか、すなわち、この試験片の力学的特性を拘束応力・ひずみを基準として明らかにする。

第5章では、2章および3章で展開した解析的計算法を用いて一連の理論解析を行い、2次元拘束状態の継手に生じる拘束応力・ひずみの一般特性を明らかにする。結果として、現在のところ溶接冷間割れの力学的指標としてその簡便さから広く一般に用いられている拘束度に代り、1次元、2次元拘束状態をも含めて力学的拘束条件の厳しさを簡潔かつ弾性、塑性域に限らず統一的に評価できるあらたな力学的指標として「拘束ひずみ」を用いることを提案する。また、拘束応力・ひずみを基準として、2次元拘束状態の3つの異なる荷重条件に対する拘束度のもつ力学的条件および力学的指標としての実用性を検討する。

第6章では、耐溶接冷間割れ条件の評価を簡潔かつ統一的に行うことを目的として提案されている溶接冷間割れ感受性指数を力学面から検討する。同時に、5章であらたに提案した冷間割れに対する統一的な力学的指標、すなわち、拘束ひずみを用いて溶接冷間割れ実験結果を解析する。そして、拘束ひずみを統一的な力学的指標として用いることの有用性と実用性を具体的に示す。さらに、拘束ひずみを基本とした溶接冷間割れ防止条件の選定法について述べる。

第 1 章 スリット溶接継手の拘束度

1.1 緒 言

現在のところ、溶接による熱膨張・収縮が溶接線に沿って変化する 2 次元拘束状態に対する溶接冷間割れの力学的指標として、拘束度が一般に広く用いられている。拘束度 R は次のように定義することができる。すなわち、

$$R(x) = p(x) / \delta(x) \quad (1.1)$$

ここに、

$p(x)$; 開先に負荷した荷重 (kg/mm) であり、溶接線に沿う関数である。

$\delta(x)$; 開先面に生じるクイチガイ (mm) であり、溶接線に沿う関数である。

ところで、2 次元拘束状態における拘束度は、上式の p および δ にどのような分布あるいは値を用いるかによって異なる。主として現在用いられているものに次の 3 つがある。

- 1) $p(x)$ として溶接残留応力を、また、溶接残留応力をスリット縁に沿って解放することにより開先に生じるクイチガイ量を $\delta(x)$ とし、これらの実測値を用いて計算する拘束度 : R_a
- 2) 溶接金属に生じる残留応力がスリット縁に沿って一定となる場合を想定して計算する拘束度 (一定荷重に対する拘束度) : R_p
- 3) クイチガイ量がスリット縁に沿って一定として計算する拘束度 (一定変位に対する拘束度) : R_δ がある。

鋼種および溶接条件等が変化すると、溶接残留応力の分布と大きさが種々変化する。このため、上述 1) の拘束度 R_a は他の 2 つの拘束度のように幾何学的寸法のみ関数として計算することができない。したがって、ここでは幾何学的寸法のみ関数として比較的簡単に計算できる 2) 一定荷重 および 3) 一定変位に対する弾性拘束度を取り上げる。

まず、開先の板厚が全て有効に働く場合の拘束度を解析解と有限要素法とを組み合わせ精度よく求める解析法を示し、拘束度を理論的に求める。また、拘束度の定量的評価を容易にするため精度の高い定式化を行う。さらに、一定荷重および一定変位に対する拘束度の相関関係を示し、1 つの荷重条件に対する拘束度を他の荷重条件に対する拘束度に容易に変換することが可能であることを示す。

一方、厚板の初層溶接では母板の板厚に比べてのど厚は小さく、上述の母板の板厚が全て有

効に働くとして計算した拘束度を厚板の初層溶接にそのまま用いると精度はよくないと考えられる。このため、有限要素法を用いて直接3次元弾性解析を行い、拘束度に及ぼす母板の板厚に対するのど厚比の影響を検討する。また、実溶接施工では種々の開先が用いられる。したがって、開先形状が拘束度に及ぼす影響を検討する。さらに、初層溶接が板厚中心から偏心して置かれる場合を想定し、板厚中心からの偏心距離が拘束度に及ぼす影響を検討する。そして、これら種々の影響を考慮し、拘束度を簡単かつ精度よく計算する一般化した近似計算式を提案する。

1.2 母板の板厚が全て有効に働く場合の拘束度

有限板スリット溶接試験片として、矩形板の長さ(L)、板幅(B)、板厚(h)およびスリット長(l)を考え(Fig. 1-1)、母板の板厚が全て有効に働く($h = h_w$ 、 h_w : のど厚)場合の拘束度を下記の手順で求める。

まず、スリットを有する無限板のスリット縁に沿って一定荷重または一定変位を負荷したときの拘束度を解析解を用いて求める。次に、これを有限板に修正することを考える。

無限板では、有限板自由縁に相当する境界上で応力が生じている。有限板を解析対象としているため、上述の有限板境界周縁に相当する位置に生じている応力を境界上で消滅させ、周縁境界における力学的境界条件を満足させる必要がある。この有限板への修正は有限要素法を用いて行う。これらの解、すなわち、無限板に対する解析解と有限板への修正に用いた有限要素解とを重ね合わせることから、有限板の拘束度を精度よく求める解析法と具体的な手順を以下に示す。

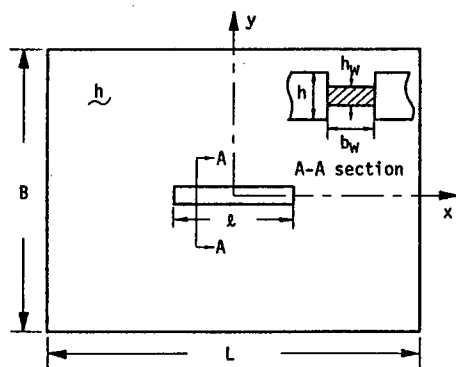


Fig. 1-1 Slit weld specimen

1.2.1 一定荷重に対する拘束度: R_p

一定荷重に対する拘束度 R_p の解析手順を Fig. 1-2 に示す。

【解析 (A)】 スリットを有する無限板のスリット縁に沿って y 方向に一定応力 p_0 を負荷する (Fig. 1-2(b))。これにより、スリット縁に y 方向のクイチガイ δ_s^∞ (Fig. 1-2(b')) および板の任意の位置 (x, y) に応力 $\{\sigma^p\}$ が生じる。これらは各々 Westergaard の応力関数 (付録 1.1) を用いて、次式のように解析的に求まる [9]。

$$\delta_s^\infty = p_0 (2l/E) \sqrt{1 - (2x/l)^2} \quad (1.2)$$

$$\begin{aligned} \sigma_x^p &= \frac{p_0 r}{\sqrt{r_1 r_2}} \left[\cos\left(\theta - \frac{\theta_1 + \theta_2}{2}\right) - \frac{(l/2)^2}{r_1 r_2} \sin\theta \sin \frac{3(\theta_1 + \theta_2)}{2} \right] - p_0 \\ \sigma_y^p &= \frac{p_0 r}{\sqrt{r_1 r_2}} \left[\cos\left(\theta - \frac{\theta_1 + \theta_2}{2}\right) + \frac{(l/2)^2}{r_1 r_2} \sin\theta \sin \frac{3(\theta_1 + \theta_2)}{2} \right] - p_0 \\ \tau_{xy}^p &= \frac{p_0 r}{\sqrt{r_1 r_2}} \left[-\frac{(l/2)^2}{r_1 r_2} \sin\theta \cos \frac{3(\theta_1 + \theta_2)}{2} \right] \end{aligned} \quad (1.3)$$

ここに、

$$\begin{aligned} r^2 &= x^2 + y^2, \quad r_1^2 = (x - l/2)^2 + y^2, \quad r_2^2 = (x + l/2)^2 + y^2 \\ \tan\theta &= y/x, \quad \tan\theta_1 = y/(x - l/2), \quad \tan\theta_2 = y/(x + l/2) \\ E &: \text{ヤング率} \end{aligned}$$

【解析 (B)】 式 (1.3) に有限板境界: $x = \pm L/2$ および $y = \pm B/2$ を代入することから、有限板周縁境界に生じている応力 $\{\sigma_b^p\}$ が求まる。

ここでは、有限板を解析対象としているため、有限板自由周縁で力学的境界条件を満足させる必要がある。すなわち、上述の応力 $\{\sigma_b^p\}$ を矩形板の境界上で消滅させなければならない。解析的には、スリットを有する無負荷矩形板の自由周縁に上述の応力の符号を変え負荷する (Fig. 1-2 (c))。これによって、スリット縁には応力は生じないが、 y 方向のクイチガイ $\Delta \delta_s$ が生じる (Fig. 1-2 (c'))。これを有限要素法を用いて求める。

【解析 (C)】 解析 (A) と解析 (B) の解を重ね合わせる。結果として、矩形板周縁の力学的自由境界条件は全て満足される。また、スリット縁の y 方向応力 σ_y^p は一定応力 p_0 と等しく (Fig. 1-2(a))、クイチガイ δ_s は無限板のスリット縁に生じるクイチガイ δ_s^∞ と有限板へ

の修正によって生じる付加クイチガイ $\Delta \delta_s$ との和となる (Fig. 1-2 (a'))。すなわち、

$$\begin{aligned}\sigma_s^p &= p_0 \\ \delta_s &= \delta_s^\infty + \Delta \delta_s\end{aligned}\quad (1.4)$$

以上のことより、有限板のスリット縁に一定分布応力 p_0 を負荷した (Fig. 1-2 (a)) ときの拘束度 $R_p(x)$ が、定義 (式 (1.1)) にしたがって次式のように計算できる。

$$R_p(x) = \sigma_s^p h / \delta_s = p_0 h / (\delta_s^\infty + \Delta \delta_s) \quad (1.5)$$

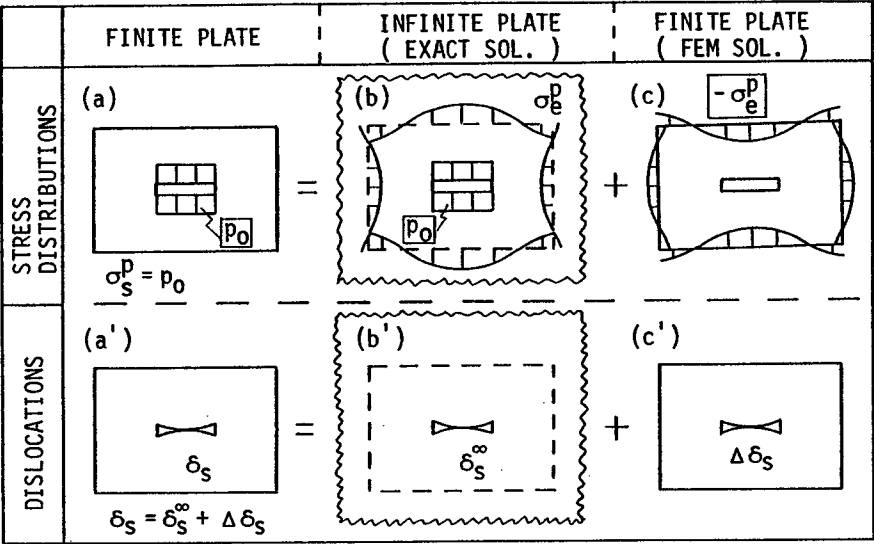
ところで、上式の $\Delta \delta_s$ は、無負荷矩形板スリット試験片の自由周縁に負荷した境界応力によってスリット縁に生じた y 方向のクイチガイであった。これは有限要素法を用いて直接計算することはもちろん可能であるが、ここでは、この計算を次のように行う (Fig. 1-3)。

〔解析 (B')〕 無負荷スリット試験片のスリット縁上における y 方向の変位を零に拘束 (スリットのない矩形板と同じ) し、有限板境界に相当する周縁に生じている応力 $\{\sigma_s\}$ の符号を変え、矩形板の自由周縁に負荷する (Fig. 1-3(d))。これにより、スリット縁と同じ線上に応力 $\Delta \sigma_s$ が生じる。応力 $\Delta \sigma_s$ をスリット縁に沿って開放 (Fig. 1-3(e)) すると、 y 方向にクイチガイが生じる。このクイチガイが $\Delta \delta_s$ である (Fig. 1-3 (e'))。この計算手順を Fig. 1-3 に示す。

いま、スリットの無い矩形板の自由周縁に負荷した応力 $\{\sigma_s\}$ により、矩形板の中心線上 (スリット縁と同じ線上) に生じた応力 $\Delta \sigma_s$ に注目すると、矩形板がある程度大きくなれば Saint-Venant の原理から予測できるように、 $\Delta \sigma_s$ は矩形板の自由周縁に負荷した応力分布形状の影響は少なくなり、一定分布に近づく。このようになる矩形板の寸法比は有限要素法を用いた解析結果から求まる。

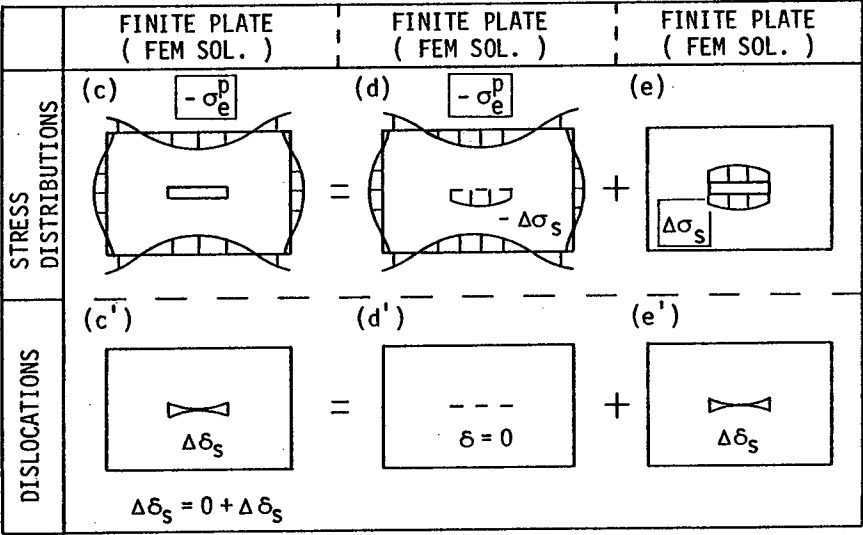
$\Delta \sigma_s$ のスリット中央とスリット端での絶対値の比が、0.9 以上となる寸法比を有限要素法を用いた 2 次元弾性解析結果から求めると、 $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ となる。このような応力分布を一定とみなせば、この応力を矩形板スリット試験片のスリット縁に負荷したときに生じるスリット縁の変位は、解析解から容易に得られ楕円分布となる [9]。

よって、 $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ の寸法比を満たす領域では、一定荷重に対する有限板の拘束度 (式 (1.5)) が、次式に示すように簡単になる。すなわち、式 (1.5) の状態に一定とみなせる $\Delta \sigma_s$ をスリット縁に逆方向に負荷すると、最初に与えた一定応力分布 p_0 が $\Delta \sigma_s$



p_0 ; Uniform loading along slit , $\square$; Loading condition

Fig. 1-2 Procedure for calculation of restraint intensity (uniformly distributed loads)



$\square$; Loading condition

Fig. 1-3 Procedure for calculation of dislocation

だけ、またクイチガイは $\Delta \delta_s$ だけ減少する。したがって、

$$\begin{aligned}
 R_p(X) &= \sigma_s^p h / \delta_s = p_0 h / (\delta_s^\infty + \Delta \delta_s) \approx (p_0 - \Delta \sigma_s) h / \delta_s^\infty \\
 &= p_0 h / \delta_s^\infty - \Delta \sigma_s h / \delta_s^\infty = R_p^\infty(X) - \Delta R_p(X) \\
 &= (1 - \beta_p) R_p^\infty(X)
 \end{aligned} \tag{1.6}$$

ここに、

$$\begin{aligned}
 R_p^\infty(X) &= \frac{E}{2} \frac{h}{l} \frac{1}{\sqrt{1-X^2}} \quad (\text{無限板に対する解析解}) \tag{1.7} \\
 \beta_p &= \Delta R_p / R_p^\infty = \Delta \sigma_s / p_0, \quad X = 2x/l
 \end{aligned}$$

式 (1.7) の $R_p^\infty(X)$ は無限板の一定荷重に対する拘束度である。これは、式 (1.1) の定義にしたがい、式 (1.2) を用いて解析的に求まる。また、 β_p は無限板から有限板への拘束度の修正量 $\Delta R_p(X)$ を無限板の拘束度 $R_p^\infty(X)$ で無次元化した有限板への修正率である。 β_p は、 $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ を満たす領域ではスリット縁に沿って一定であり、幾何学的寸法のみ関数である。なお、 β_p は種々の B/l 、 L/l に対して計算した有限要素法による解析結果に、曲線のあてはめを実施することから、後述のように定式化 (式(1.15)) した。

1.2.2 一定変位に対する拘束度： R_δ

この解析手順を Fig. 1-4 に示す。

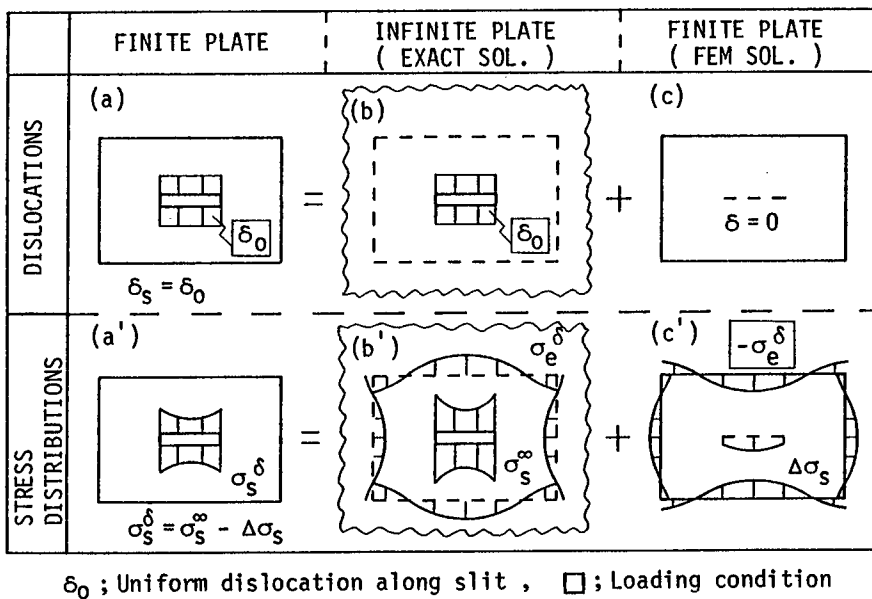


Fig. 1-4 Procedure for calculation of restraint intensity (uniform dislocation)

【解析 (A)】 スリットを有する無限板のスリット縁に沿って y 方向に一定な変位（またはクイチガイ） δ_0 を負荷する（Fig. 1-4(b)）と、板の任意の位置（ x 、 y ）に応力 $\{\sigma^\delta\}$ が生じる。この応力 $\{\sigma^\delta\}$ は解析解 [10] から次式のように求まる（付録 1.2）。

$$\begin{aligned}\sigma_x^\delta &= \frac{E\delta_0}{2\pi} \frac{1}{l} \left[\frac{(1+X)\{(1+X)^2 - Y^2\}}{\{(1+X)^2 + Y^2\}^2} + \frac{(1-X)\{(1-X)^2 - Y^2\}}{\{(1-X)^2 + Y^2\}^2} \right] \\ \sigma_y^\delta &= \frac{E\delta_0}{2\pi} \frac{1}{l} \left[\frac{(1+X)\{(1+X)^2 + 3Y^2\}}{\{(1+X)^2 + Y^2\}^2} + \frac{(1-X)\{(1-X)^2 + 3Y^2\}}{\{(1-X)^2 + Y^2\}^2} \right] \\ \tau_{xy}^\delta &= \frac{E\delta_0}{2\pi} \frac{1}{l} \left[\frac{\{(1+X)^2 - Y^2\}Y}{\{(1+X)^2 + Y^2\}^2} - \frac{\{(1-X)^2 - Y^2\}Y}{\{(1-X)^2 + Y^2\}^2} \right]\end{aligned}\quad (1.8)$$

ここに、

$$X = 2x/l, \quad Y = 2y/l$$

無限板のスリット縁に沿う y 方向の応力 σ_s^∞ は、上式の σ_y^δ に $y = 0$ を代入することから、次式のように求まる。

$$\sigma_s^\infty = \frac{E\delta_0}{2\pi} \frac{1}{l} \left[\frac{1}{1+X} + \frac{1}{1-X} \right] \quad (1.9)$$

また、式 (1.8) に $x = \pm L/2$ 、 $y = \pm B/2$ を代入することから、有限板周縁境界に相当する線上に生じている応力 $\{\sigma_s^\delta\}$ が計算できる。ここでは有限板を取扱っており、有限板周縁境界： $x = \pm L/2$ 、 $y = \pm B/2$ に生じている応力 $\{\sigma_s^\delta\}$ （Fig. 1-4 (b'））は力学的境界条件を満足させる必要上、境界周縁で消滅させなければならない。前項と同様、これを有限要素法を用いて行う。

【解析 (B)】 無負荷矩形板スリット試験片のスリット縁上における y 方向の変位を零に拘束し（スリットのない矩形板と同じ）、上述の矩形板境界に生じた応力 $\{\sigma_s^\delta\}$ の符号を変え、矩形板の周縁に負荷する（Fig. 1-4 (c'））。これにより、スリット縁と同じ線上に応力が生じる。この応力が有限板への修正応力 $\Delta\sigma_s$ である。

【解析 (C)】 ここで、上述の解析 (A) と解析 (B) との解を重ね合せる。すなわち、無限板に対する解析解（式 (1.9)）と無限板から有限板への修正に用いた有限要素法による解 $\Delta\sigma_s$ とを重ね合せる。この結果、矩形板周縁での自由境界条件は全て満足しており、スリット縁のクイチガイは一定なクイチガイ δ_0 （Fig. 1-4(a)）、その反力としてスリット縁に生じる応力 σ_s^δ は、無限板のスリット縁に生じる応力 σ_s^∞ と有限板への修正応力 $\Delta\sigma_s$ との和となって

いる (Fig. 1-4 (a'))。すなわち、

$$\begin{aligned}\delta_s &= \delta_0 \\ \sigma_s^\delta &= \sigma_s^\infty - \Delta\sigma_s\end{aligned}\tag{1.10}$$

以上のことより、有限板のスリット縁に沿って一定なクイチガイ δ_0 を負荷したときの拘束度 $R_\delta(X)$ は、定義 (式 (1.1)) に従ってスリット縁に沿う反力 $\sigma_s^\delta h$ とクイチガイ δ_0 との比として次式のように求まる。

$$\begin{aligned}R_\delta(X) &= p/\delta_0 = \sigma_s^\delta h/\delta_0 = (\sigma_s^\infty - \Delta\sigma_s)h/\delta_0 = \sigma_s^\infty h/\delta_0 - \Delta\sigma_s h/\delta_0 \\ &= R_\delta^\infty(X) - \Delta R_\delta(X) = [1 - \beta_\delta(X)] R_\delta^\infty(X)\end{aligned}\tag{1.11}$$

ここに、

$$R_\delta^\infty(X) = \frac{E}{\pi} \frac{h}{l} \frac{1}{1-X^2} \quad (\text{無限板に対する解析解})\tag{1.12}$$

$$\beta_\delta(X) = \Delta R_\delta(X)/R_\delta^\infty(X) = (\Delta\sigma_s h/\delta_0) R_\delta^\infty(X)$$

上式の $R_\delta^\infty(X)$ は一定変位に対する無限板の拘束度であり、式 (1.1) の定義に従い式 (1.9) を用いて解析的に求まる。また、 $\beta_\delta(X)$ は無限板から有限板への拘束度の修正量 $\Delta R_\delta(X)$ を無限板の拘束度 $R_\delta^\infty(X)$ で無次元化した修正率である。

無限板から有限板への修正応力 $\Delta\sigma_s$ は、有限要素法による解析結果に対して前項で述べたと同様の手法を用いて検討すると、 $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ を満たす寸法比であればスリット縁に沿って近似的に一定となる。このため、式 (1.11) の ΔR_δ は上述の寸法比を満足する領域ではスリット縁に沿って一定となり、幾何学的寸法のみ関数となる。よって、この領域に対する有限板への修正率 $\beta_\delta(X)$ は次式に示すように簡単になる。

$$\begin{aligned}\beta_\delta(X) &= (\Delta\sigma_s h/\delta_0) \frac{\pi}{E} \frac{l}{h} [1-X^2] \\ &= (1-X^2) \beta_{\delta 0}\end{aligned}\tag{1.13}$$

ここに、

$$\beta_{\delta 0} = \beta_\delta(X=0) = \frac{\Delta\sigma_s}{E} \frac{l}{\delta_0} \pi$$

上式の $\beta_{\delta 0}$ は有限板への修正率 $\beta_\delta(X)$ のスリット中央 ($X=0$) の値であり、幾何学的寸法のみ関数である。また、種々の B/l 、 L/l に対する $\beta_{\delta 0}$ の具体的表示は次項で述べる。

結果として、 $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ を満たす領域では、有限板の拘束度 (式 (1.11))

は次式のように簡単になる。

$$R_{\delta}(X) = [1 - (1 - X^2) \beta_{\delta 0}] R_{\delta 0}^{\infty}(X) \quad (1.14)$$

1.2.3 拘束度の定式化

前項において、母板の板厚が全て有効に働く場合の一定荷重および一定変位に対する有限板の拘束度 (R_p および R_{δ}) を、無限板に対する解析解と無限板から有限板へ修正する際に用いた有限要素法による解とを重ね合わせることから、精度よく求める解析法を示した。また、試験片寸法比: $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ を満たす領域では、無限板から有限板への修正応力がスリット縁に沿って一定応力分布となり、荷重条件に依存せず幾何学的寸法のみ関数となることを示した。

したがって、上述の寸法比を満たす領域であれば、一定荷重および一定変位に対する有限板の拘束度が式 (1.6) および式 (1.14) を用いて、簡単に計算できることになる。ただし、この計算では有限板への修正率: β_p と $\beta_{\delta 0}$ が必要である。そこで、種々の B/l 、 L/l の組合せに対して有限要素法を用いて弾性計算を行った結果に対し、 $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ を満たす領域で最小二乗法を用いて曲線のあてはめを実施し、 β_p の近似式を求めると次式となる。

$$\begin{aligned} \beta_p &= 0.6/(L/l)^n + 0.75/(B/l)^{1.82} & (B/l \geq 1.8, L/l \geq 1.5) \\ n &= 5.8/(B/l)^2 + 2.2 \end{aligned} \quad (1.15)$$

さらに、数値計算結果 (次章付録 2.2 の Fig.A2-1 参照) によれば、有限板への修正率 β_p と $\beta_{\delta 0}$ との間に次式に示すような関係があった (付録 1.3 参照)。

$$\beta_{\delta 0} \approx 2\beta_p \quad (1.16)$$

以上より、 $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ の寸法比を満たせば、無限板から有限板への修正率: β_p 、 $\beta_{\delta 0}$ が各々、式 (1.15) および式 (1.16) から簡単に計算できる。したがって、この寸法比に対しては、母板の板厚が全て有効に働く場合の一定荷重および一定変位に対する有限板の拘束度、すなわち、 R_p および R_{δ} が各々次式に示すように定式化できる。

1) 一定荷重に対する拘束度: R_p ($B/l \geq 1.8, L/l \geq 1.5$)

$$R_p(X) = (1 - \beta_p) R_p^{\infty}(X) \quad (1.17)$$

ここに、

$$\beta_p = 0.6/(L/\ell)^n + 0.75/(B/\ell)^{1.82}$$

$$n = 5.8/(B/\ell)^2 + 2.2$$

$$R_p^\infty(X) = \frac{E}{2} \frac{h}{\ell} \frac{1}{\sqrt{1-X^2}} \quad \text{--- (無限板に対する解析解)}$$

2) 一定荷重に対する平均拘束度: $\bar{R}_p$ ($B/\ell \geq 1.8, L/\ell \geq 1.5$)

$$\bar{R}_p = p_0 h / \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \delta_s dX = 2(1 - \beta_p) \frac{E}{\pi} \frac{h}{\ell} \quad (1.18)$$

3) 一定変位に対する拘束度: R_δ ($B/\ell \geq 1.8, L/\ell \geq 1.5$)

$$R_\delta(X) = [1 - (1 - X^2) \beta_{\delta 0}] R_\delta^\infty(X) \quad (1.19)$$

ここに、

$$\beta_{\delta 0} = 1.2/(L/\ell)^n + 1.5/(B/\ell)^{1.82}$$

$$n = 5.8/(B/\ell)^2 + 2.2$$

$$R_\delta^\infty(X) = \frac{E}{\pi} \frac{h}{\ell} \frac{1}{1 - X^2} \quad \text{(無限板に対する解析解)}$$

4) 一定変位に対する拘束度 $R_\delta(X)$ をスリット長に沿って積分すると、積分値は無限大となるため、一定変位に対する平均拘束度は定義できない。

式 (1.17)、式 (1.19) から計算される母板の板厚が全て有効に働くとした場合の一定荷重および一定変位に対する有限板の拘束度は、前述の解析法に従って計算した解析結果と比べる

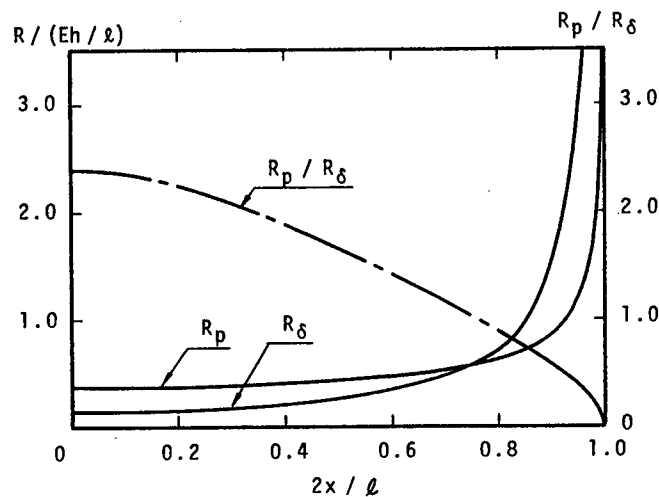


Fig. 1-5 Distributions of restraint intensity along slit
($B=150, L=200, \ell=80$ (in mm))

と、最大 3 % の誤差しか含まないきわめて精度の高いものである。式 (1.17)、式 (1.19) を用いて、斜め Y 形溶接割れ試験片寸法 ($B = 150, L = 200, \ell = 80$ (mm)) のスリット縁に沿う拘束度の分布形状を示したのが Fig. 1-5 の実線である。

両拘束度のスリット縁に沿う分布形状は異なるが、共にスリット端において無限大となる。

1.2.4 拘束度の収束限界

種々の試験片寸法比 ($B/\ell, L/\ell$) に対し、スリット縁に沿って一定応力分布、あるいは、一定変位を負荷した時の拘束度を計算した。拘束度: R_p, R_δ のスリット中央 ($X=0$) における値、すなわち、 $R_{p0}, R_{\delta 0}$ を Fig. 1-6 (a), (b) に示す。 $R_{p0}, R_{\delta 0}$ は $B/\ell, L/\ell$ の大きさに依存するが、 B/ℓ を一定にして L/ℓ を大きくすると、一定値に収束する様子がわかる。 B/ℓ を一定として、 L/ℓ (または、 L/ℓ を一定として B/ℓ) を大きくした場合の拘束度の収束値に対し、収束値の 95 % で拘束度が収束したとみなすと、その収束曲線は Fig. 1-7(a), (b) に示すようになる。これらの図は 4 領域に分れている。

領域 I における拘束度は $B/\ell, L/\ell$ の大きさに依存する。領域 II の拘束度は、 B/ℓ のみの関数、領域 III は、 L/ℓ のみの関数となる。しかし、領域 IV では $B/\ell, L/\ell$ には無関係となり、一定値に収束する。すなわち、領域 IV はほぼ無限板とみなせる。

また、一定変位に対するスリット中央の拘束度 $R_{\delta 0}$ (Fig. 1-6(b)) は、負の値を取るような領域が存在する。

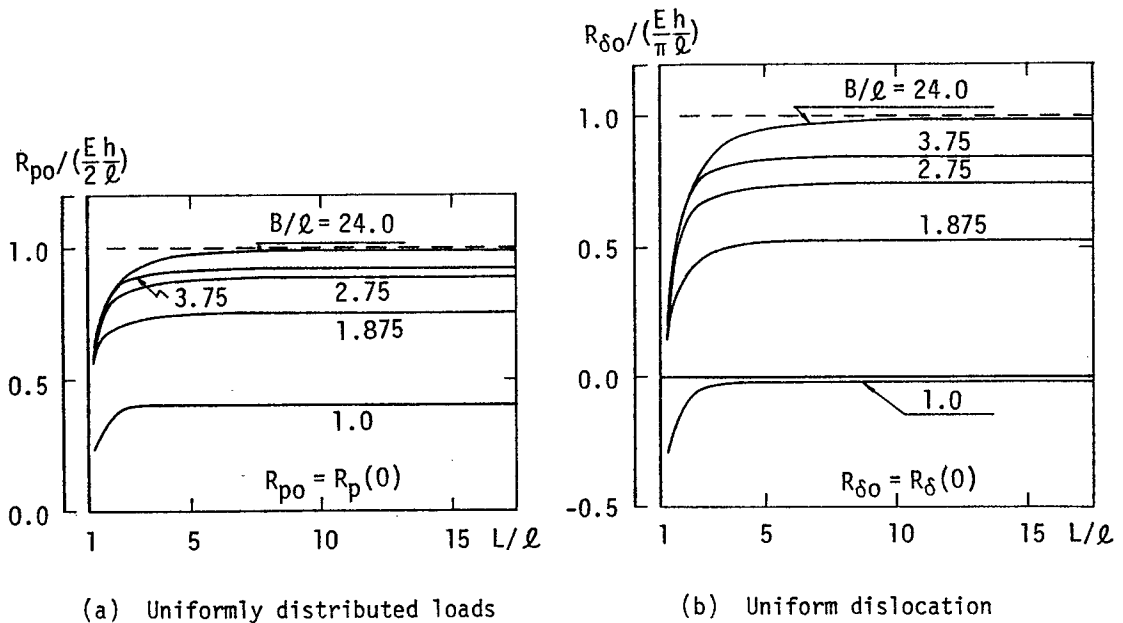
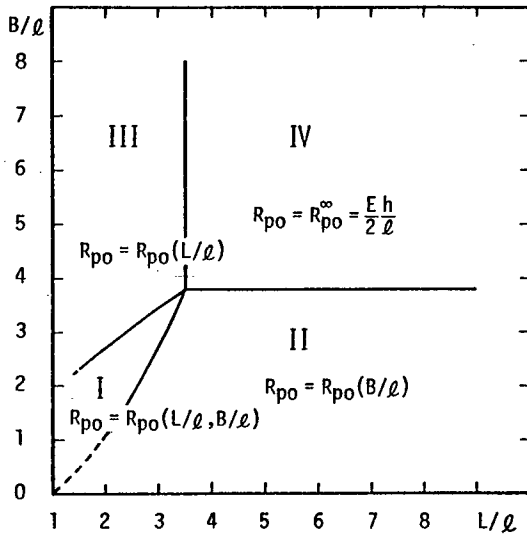
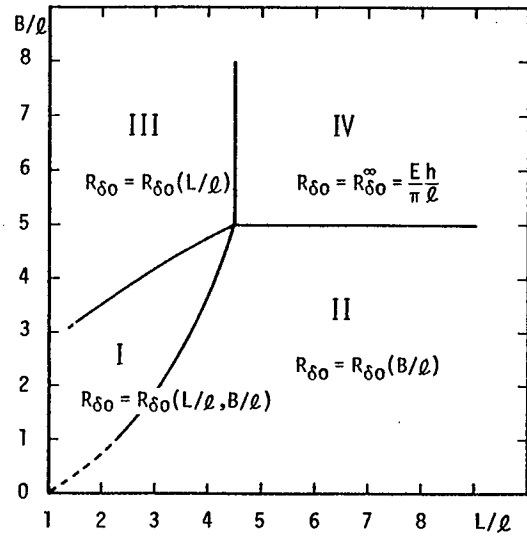


Fig. 1-6 Restraint intensities at center of slit



(a) Uniformly distributed loads



(b) Uniform dislocation

Fig. 1-7 Effect of parameters B/l , L/l on restraint intensity

1.2.5 一定荷重および一定変位に対する拘束度の相関関係

有限板への修正率： β_p と $\beta_{\delta o}$ との間には $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ を満たす領域で、式 (1.16) に示すような相関関係があった。これを利用すると、一定荷重および一定変位に対する拘束度の間には次式の関係が成立する。

$$\frac{R_p}{R_{\delta}} = \frac{\pi}{2} \frac{(1 - \beta_p) \sqrt{1 - \chi^2}}{1 - 2\beta_p(1 - \chi^2)} \quad (1.20)$$

上式を用いれば、一方の荷重条件に対する拘束度が既知となれば、他の荷重条件に対する拘束度へ簡単に変換できることになる。

有限板に対する両拘束度の相関関係 (式 (1.20)) に注目すると、スリット中央ではその比が： $(\pi/2)[(1 - \beta_p)/(1 - 2\beta_p)]$ となるが、スリット縁に沿う分布は複雑である (斜め Y 形溶接割れ試験片寸法に対する両拘束度の相関関係を Fig. 1-5 に一点鎖線で示す)。

また、式 (1.20) において有限板への修正率 β_p を零 ($\beta_p = 0$) とおけば、無限板に対する両拘束度の相関関係が次式のように求まる。

$$\frac{R_p^{\infty}}{R_{\delta}^{\infty}} = \frac{\pi}{2} \sqrt{1 - \chi^2} \quad (1.21)$$

上式の比は、スリット中央にて大きさ： $\pi/2$ 、スリット縁に沿う分布は楕円形となることを示している。

一方、一定荷重に対する拘束度 R_p は試験片寸法比: $B/l \geq 4$ 、 $L/l \geq 3.5$ 、一定変位に対する拘束度 R_δ は試験片寸法比: $B/l \geq 5$ 、 $L/l \geq 4.5$ を満たせば近似的に無限板とみなすことができる (Fig. 1-7 (a),(b))。このため、 $B/l \geq 5$ 、 $L/l \geq 4.5$ を満たす領域では式 (1.21) が成立することになる。

1.3 母板の板厚に対するのど厚比の影響を考慮した拘束度 (有効拘束度)

近年、産業機械、圧力容器等は大型化し、同時に、使用板厚の増大をもたらしている。厚板の初層溶接では母板の板厚に比べてのど厚は小さく、開先面では応力の生じない部分が継手の大部分を占めることになる。この場合、開先面の板厚が全て有効に働くとは考え難い。したがって、厚板の初層溶接を想定した場合、拘束度に及ぼす母板の板厚に対するのど厚比の影響を検討する必要がある。

ここでは、母板の板厚に比べてのど厚が小さい場合の拘束度 (以下、有効拘束度と呼ぶ。) を、有限要素法を用いて直接3次元弾性解析して求める。解析結果から、拘束度に及ぼす母板の板厚に対するのど厚比の影響を検討する。さらに、母板の板厚とのど厚比の影響を考慮して有効拘束度を簡単に計算するための修正係数を提案する。

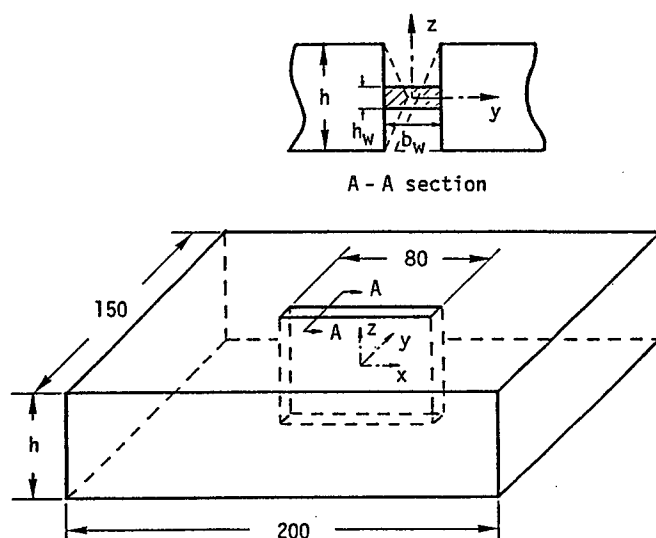


Fig. 1-8 Oblique Y-groove weld cracking test specimen

開先形状を理想化した3次元弾性解析モデルを Fig. 1-8 に示す。解析は、斜めY形溶接割れ試験片 ($B = 150, L = 200, \ell = 80$ (mm)) を対象に、のど厚 $h_w = 5$ mm 一定として、母板の板厚 h のみ $h = 30, 50, 100$ (mm) と変化させて行った。ここでは、初層溶接が板厚中心に置かれるものとする。したがって、解析対象は x, y, z 軸に関して3軸対称となるので、全体の1/8 部分に対して3次元弾性解析を行った。

1.3.1 一定荷重に対する有効拘束度: $(R_p)_\eta$

荷重条件としては、スリット縁に沿って一定分布応力 p_0 (kg/mm^2) を、のど厚 (h_w) 部分にのみ負荷した。のど厚部分に生じるクイチガイ量 $\delta_s(z)$ を3次元弾性解析から求め、その板厚方向 (z 軸方向) の平均値を用い、次式から有効拘束度 $(R_p)_\eta$ を計算した。

$$(R_p)_\eta = p_0 h_w / \frac{1}{h_w} \int_{-h_w/2}^{h_w/2} \delta_s(z) dz \quad (1.22)$$

母板の板厚 (h) が $h = 30$ mm および 50 mm に対する有効拘束度のスリット縁に沿う解析結果を実線で Fig.1-9(a) に示す。また、破線は開先の板厚が全て有効であるとした拘束度 R_p であり、式 (1.17) から計算したものである。

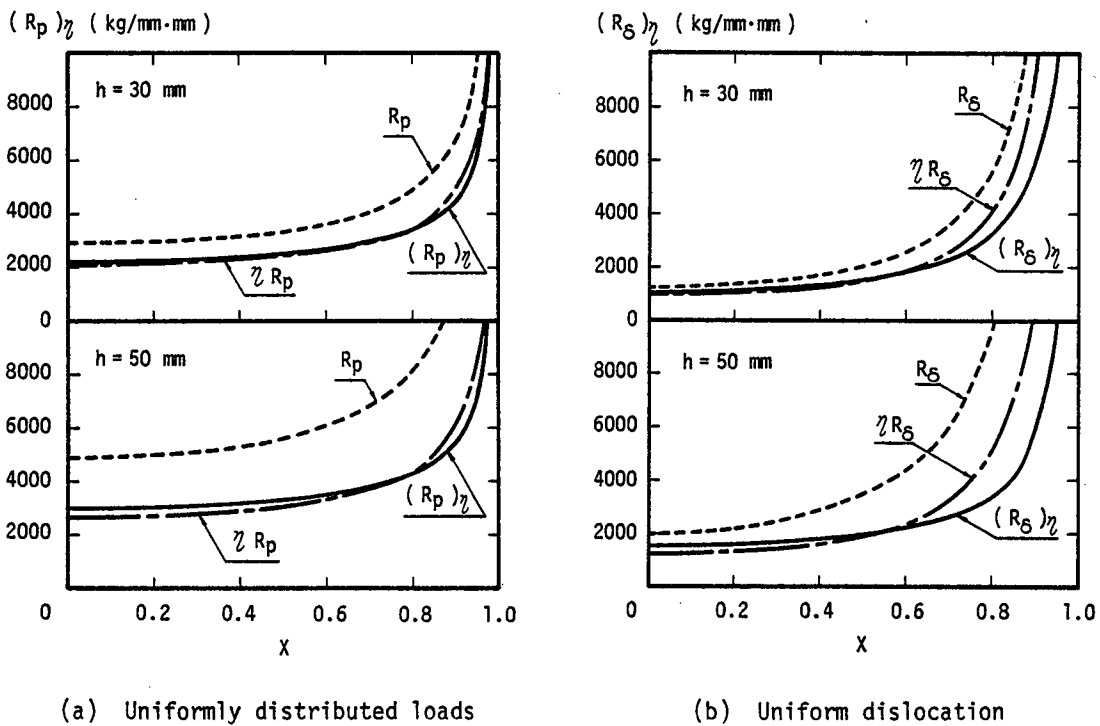


Fig. 1-9 Distribution of effective restraint intensities along slit

1.3.2 一定変位に対する有効拘束度： $(R_s)\eta$

荷重条件としては、厚板ののど厚 (h_w) 部分にのみ、一定変位 δ_0 を負荷した。一定変位に対する有効拘束度 $(R_s)\eta$ は、このような荷重条件によってのど厚部に生じる応力 $\sigma_s^\delta(z)$ を3次元弾性解析から求め、次式から計算することになる。

$$(R_s)\eta = \frac{1}{h_w} \int_{-h_w/2}^{h_w/2} \sigma_s^\delta(z) dz \cdot (h_w / \delta_0) \quad (1.23)$$

ところで、この荷重条件によってのど厚部分に生じる応力 σ_s^δ を弾性学における精密な計算をして求めると、のど厚 h_w の上下面 $(z = \pm h_w/2)$ で無限大 $(\sigma_s^\delta(\pm h_w/2) = \infty)$ となり[11]、一定変位に対する有効拘束度は計算できないことがわかる。これに対して、有限要素法を用いた計算では、のど厚部分に生じる応力の積分値として節点反力 F_i が計算できるので、これを3次元弾性解析から求め、次式から有効拘束度 $(R_s)\eta$ を計算した。

$$(R_s)\eta = \frac{1}{k} \sum_{k=1}^k F_k / \delta_0 \quad (1.24)$$

板厚 $h = 30$ および 50mm に対する $(R_s)\eta$ のスリット縁に沿う分布を実線で Fig.1-9(b)に示す。図中の破線は、式(1.19)から計算した開先の板厚が全て有効に働くとした拘束度 R_s である。

以上のように、いずれの荷重条件に対する拘束度もスリット端では無限大となる。また、母板の板厚に比べてのど厚が小さい場合、開先の板厚が全て有効に働くことなく、拘束度はかなり低下する。このため、厚板の初層溶接を対象とする場合、母板の板厚に比べてのど厚が小さいことに対する修正が必要であり、その方法については次項で述べる。

1.3.3 母板の板厚とのど厚比に対する修正係数 η の提案

ここでは、Fig.1-10に示す1次元拘束状態の継手に対し、フーリエ級数を用いて解析的に導出(付録1.4)した拘束度の修正係数 η (Fig.1-11)を、2次元拘束状態の有効拘束度を求める際にも、用いることを提案する。このため、この修正係数 η が2次元拘束状態でも有効かつ実用的であることを示す。

母板の板厚が全て有効に働くとして求めた拘束度： R_p (式(1.17))、 R_s (式(1.19))と上述の修正係数 η とを組み合わせ、次式から有効拘束度： $(R_p)\eta$ 、 $(R_s)\eta$ を求めることにする。

$$(\bar{R}_p)_\eta = \eta \bar{R}_p \quad (1.25)$$

：一定荷重に対する有限板の有効拘束度

$$(\bar{R}_\delta)_\eta = \eta \bar{R}_\delta \quad (1.26)$$

：一定変位に対する有限板の有効拘束度

ここに、

$$\eta = \frac{1}{1 + \frac{h}{B} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{8}{m\pi} \left(\frac{\sin m\pi h_w/h}{m\pi h_w/h} \right)^2 \frac{\sinh^2 m\pi B/h}{\sinh 2m\pi B/h + 2m\pi B/h}} \quad (1.27)$$

：母板の板厚に比べてのど厚が小さいことに対する拘束度の修正係数

式 (1.25), 式 (1.26) から計算した有効拘束度の計算結果を Fig.1-9(a), Fig.1-9(b) に一点鎖線で示す。これによれば、式 (1.25) は一定荷重に対する有効拘束度をよい精度で与える (Fig.1-9(a)) が、式 (1.26) から計算する一定変位に対する有効拘束度は、スリット端部側で過大評価することになる (Fig.1-9(b))。しかし、膨大な計算時間と費用を要する3次元解析を実行することを考えるならば、式 (1.26) の実用性は低くない。

他方、スリット全長にわたる平均拘束度を用いて力学的拘束条件の厳しさを検討する場合も多々あり、一定分布応力を負荷したときの平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ は、式 (1.18) を用いて次式から計算する。

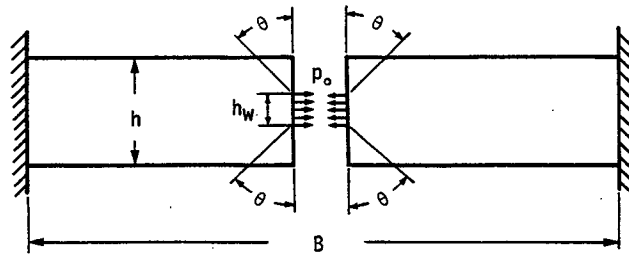
$$(\bar{R}_p)_\eta = \eta \bar{R}_p \quad (1.28)$$

：一定荷重に対する有限板の平均有効拘束度

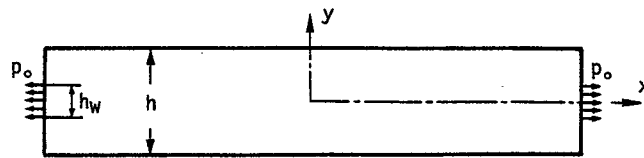
上式から計算した平均有効拘束度を実線で、3次元弾性解析結果を「●」印で Fig.1-12 に示す。図中の一点鎖線は式 (1.28) の $\eta = 1$ とした場合、すなわち、開先面の板厚が全て有効に働くとした場合の平均拘束度 $\bar{R}_p$ (式(1.18)) である。

母板の板厚 h とのど厚 h_w との比： h/h_w の増加に伴い、有効拘束度は単調に増加して一定値に収束する傾向にある (Fig.1-12)。なお、 h/h_w が 3.5以下 ($h/h_w < 3.5$) であれば、開先の板厚が全て有効に働くと考えることができる。

斜めY形溶接割れ試験片寸法を有する試験片に対し、 h/h_w を種々変化させて式 (1.27) から計算した母板の板厚に比べてのど厚が小さいことに対する拘束度の修正係数 η を、実線で Fig.1-13 に示す。図中の「●」印は、3次元弾性解析から直接求めたスリット長に沿う平均



(a) RRC test specimen



(b) Model for analysis

Fig. 1-10 Model for analysis of correction factor: η

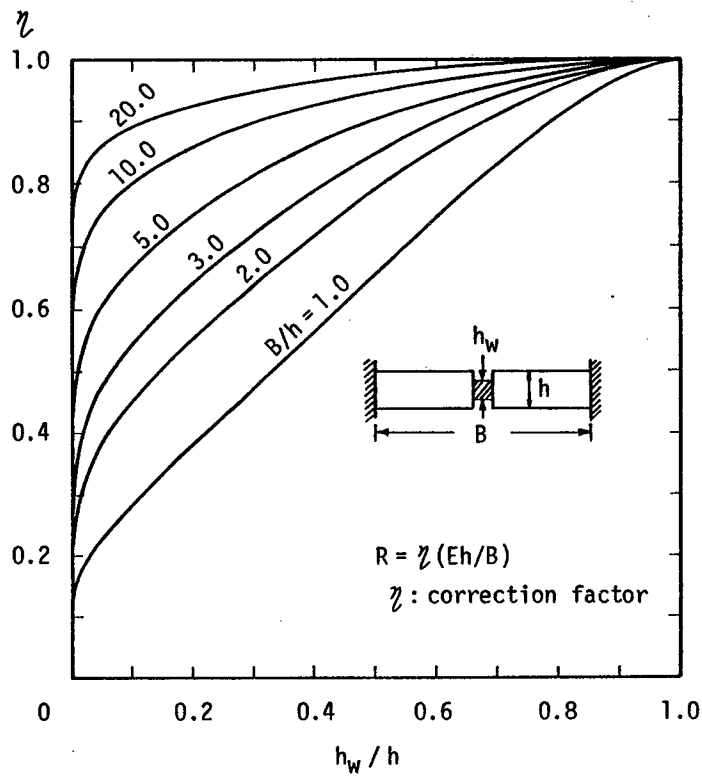


Fig. 1-11 Relation between ratio of throat thickness to plate thickness and correction factor: η for restraint intensity

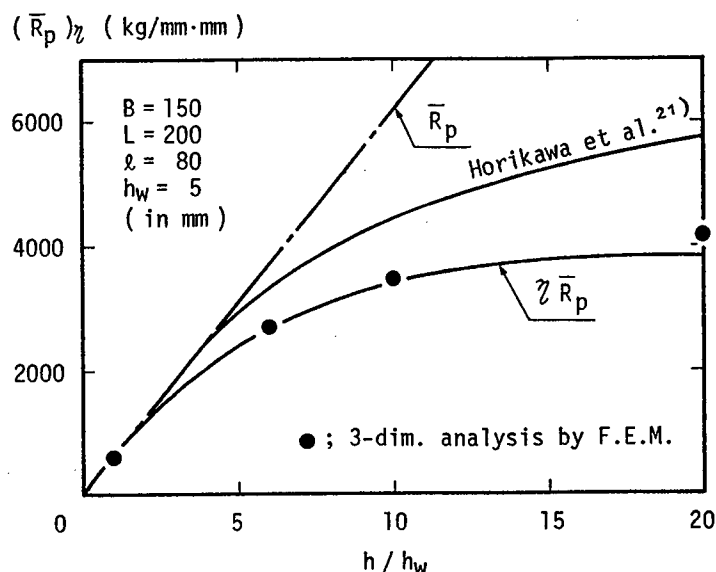


Fig. 1-12 Effect of plate thickness on effective restraint intensity

値である。式 (1.27) に示した拘束度の修正係数 η (Fig.1-11) は、2次元拘束状態に対しても母板の板厚に対するのど厚比の影響をよく表している。

1.4 開先形状および板厚中心からの偏心距離が有効拘束度に及ぼす影響

3次元弾性解析では開先形状をI形とした。しかし、実溶接施工では各種形態の開先が用いられる。ここでは、開先形状が有効拘束度におよぼす影響および初層溶接が板厚中心より偏心している場合を想定し、板厚中心からの偏心距離が有効拘束度に及ぼす影響を検討する。

1.4.1 開先形状が有効拘束度に及ぼす影響

開先形状が有効拘束度におよぼす影響を明らかにするため、母板の板厚とのど厚比に対する拘束度の修正係数 η を導出した際に用いた1次元拘束状態の継手 (Fig.1-10) に生じる応力分布をもとに考察する。

板端部ののど厚 (h_w) 部分にのみ、一定分布応力 p_0 を負荷した場合 (Fig.1-10)、板の任意の位置 (x, y) に応力が生じる。板の任意の位置に生じる応力をフーリエ級数を用いて解析的に導出し、付録 1.4 に結果を示している。これらの応力を用いて計算した主応力の計算結果を Fig.1-14 に示す。図中の実線は、荷重方向 (x 軸方向) 応力比: σ_x / p_0 の等

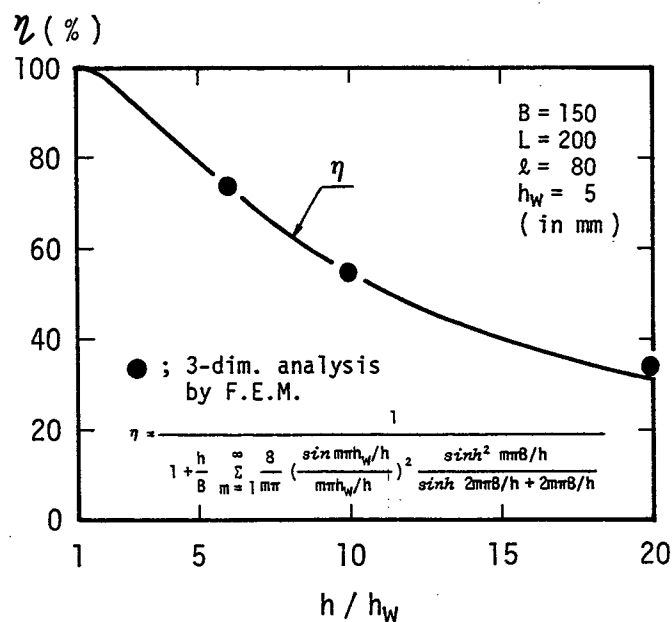


Fig. 1-13 Correction factor: η for throat thickness

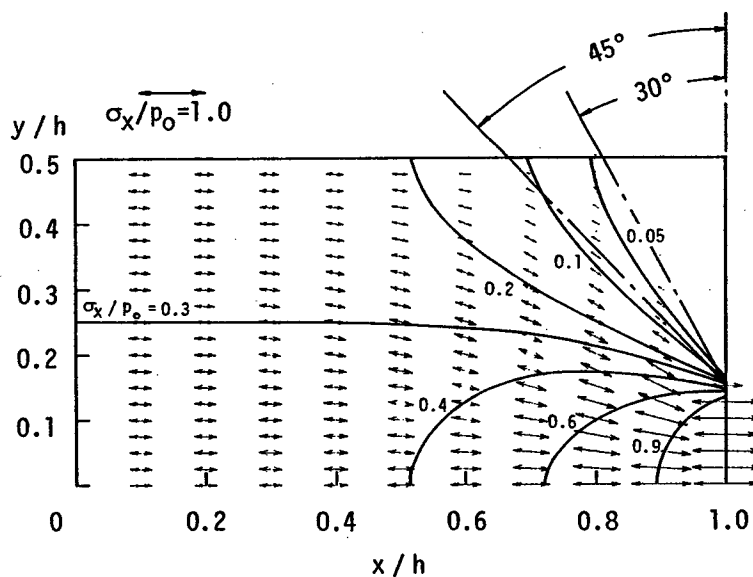


Fig. 1-14 Isostress lines and principle stresses

値線を示したものである。主たる応力は、のど厚の上下面から、 45° 方向に伝達していることがわかる。したがって、実用開先 θ が片側 45° より小さければ ($\theta < 45^\circ$)、この領域に生じる応力は小さく、開先のない場合に比べてほとんど有効拘束度を低下させることはないと考えられる。実際に、この種の継手に対して開先角度 θ を種々変化させ、有限要素法を用いて2

次元弾性解析を行うと、開先角 θ が 45° 以内であれば開先をI形とした場合の有効拘束度を最大3%低下させるにすぎなかった。

これに対し、厚板のスリット溶接ではのど厚部は3軸応力状態となっており、上述の2次元応力状態とは異なり応力分布は複雑となるが、現象的には大差はないと考えられる。このため、実用開先線が片側 45° 以内($\theta < 45^\circ$)であれば、板厚中心に対する有効拘束度をさらに低下させることはないと考えてよさそうである。

1.4.2 板厚中心からの偏心距離が有効拘束度に及ぼす影響

初層溶接が板厚中心から偏心して置かれる場合を想定し、板厚中心からの偏心距離が有効拘束度におよぼす影響を3次元弾性解析結果から検討する。

解析は、斜めY形溶接割れ試験片の板厚 $h = 50\text{ mm}$ 、のど厚 $h_w = 5\text{ mm}$ を一定として、母板の板厚中心からののど厚中心までの距離 h' を $h' = 0, 7.5, 15.0, 22.5\text{ (mm)}$ と変化させて行った。実際の解析では、 x 、 y 軸に関して2軸対称 (Fig. 1-8) となっているので試験片全体の1/4に対して行った。荷重条件は、のど厚 h_w 部分にのみスリット縁に沿って一定応力 p_0 を負荷した。解析結果を Fig.1-15 に示す。

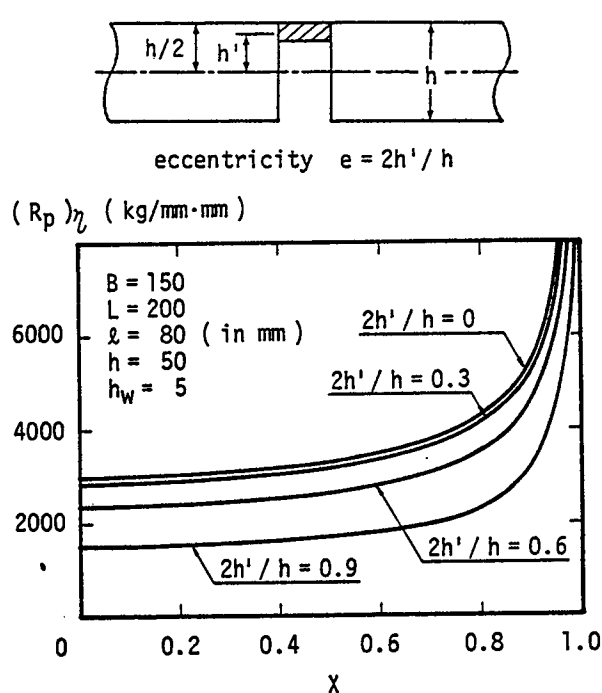


Fig. 1-15 Effect of eccentricity on effective restraint intensity

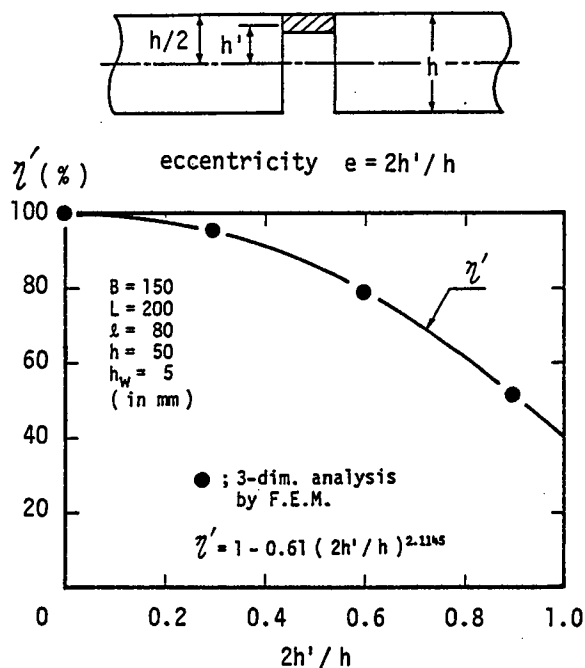


Fig. 1-16 Correction factor: η' for effect of eccentricity

偏心距離 h' が大きくなるに従って面外曲げ変形が大きくなり、有効拘束度は偏心なしの場合に比べて小さくなるが、スリット縁に沿う分布形状はほとんど変化しない。

上述の計算結果より、母板の板厚中心からのど厚中心までの偏心距離 h' が有効拘束度を与える影響、すなわち、板厚中心からの偏心率 $e (= 2h'/h)$ に対する修正係数 η' を Fig. 1-16 に「●」印で示す。

偏心率 e が 0.4 以下 ($e < 0.4$) では、初層溶接が板厚中心に置かれた場合の有効拘束度と大差はない。しかしながら、 $e = 0.9$ (最上部) になると、板厚中心に対する有効拘束度を 50 % 程度低下させる。

偏心による修正係数 η' の定量的評価を容易にするため次式に示すように定式化した。

すなわち、

$$\eta' = 1 - 0.61(2h'/h)^{2.1145} \quad (1.29)$$

1.5 一般化した有効拘束度の近似計算式の提案

厚板スリット溶接継手の初層溶接を想定した場合、母板の板厚に比べてのど厚は小さく、開先の板厚が全て有効に働くとして計算した前述の拘束度 (式 (1.17) ~ (1.19)) をそのまま用いることはできず、

- a) 母板の板厚に比べてのど厚が小さいための影響
- b) 板厚中心からの偏心距離が拘束度に及ぼす影響

を、3次元弾性解析結果から明らかにした。また、これらに対する修正係数 η (式 (1.27)) および η' (式 (1.29)) の有用性と実用性を示した。また、

- c) 開先形状が有効拘束度に及ぼす影響

を考察した。これらの結果から、厚板有限板スリット溶接継手に対するより一般化した有効拘束度を簡単に求めるための近似計算式を式 (1.30), (1.31) および式 (1.32) に示す。

- 1) 一般化した一定荷重に対する有限板の有効拘束度

$$(R_p)_\eta = \eta \eta' R_p \quad (1.30)$$

- 2) 一般化した一定変位に対する有限板の有効拘束度

$$(R_\delta)_\eta = \eta \eta' R_\delta \quad (1.31)$$

- 3) 一般化した一定荷重に対する有限板の平均有効拘束度

$$(\bar{R}_p)_\eta = \eta \eta' \bar{R}_p \quad (1.32)$$

1.6 結 言

本章では、溶接冷間割れの力学的指標としてその簡明さから現在のところ多用されている3つの拘束度の中から、一定荷重および一定変位に対する拘束度を取上げ、これらを精度よく求める解析法を展開すると共に、一連の理論解析を行った。

得られた主な結果は次のとおりである。

(1) 一定荷重および一定変位に対する有限板スリット溶接継手の拘束度を、無限板に対する解析解と無限板から有限板への修正を有限要素法を用いて行い、双方の解を重ね合わせることから、母板の板厚が全て有効に働くとした拘束度を精度よく求める解析法を示した。

(2) 試験片寸法比が $B/l \geq 1.8$, $L/l \geq 1.5$ を満たす場合、有限板への修正率 β_p （一定荷重に対する拘束度の無限板から有限板への修正量を無限板に対する拘束度で無次元化した有限板への修正率）に対し、精度の高い定式化を行った。

(3) 試験片寸法比が $B/l \geq 1.8$, $L/l \geq 1.5$ を満たす場合、無限板の拘束度から有限板の拘束度への修正率の間に、 $\beta_p = 2\beta_{so}$ の関係が B/l 、 L/l に無関係に成立することが明らかになった。この関係を用いれば、一方の荷重条件に対する拘束度がわかれば他の荷重条件に対する拘束度に簡単に変換できる。

(4) 拘束度は幾何学的寸法の関数であるが、任意の板幅（または板長）に対して板長（または板幅）が或る程度大となれば或る値に収束する。この収束限界を明らかにした。

(5) 厚板の初層溶接では母板の板厚に比べてのど厚は小さく、拘束度は母板の板厚に単純に比例することなく単調に増加し、一定値に収束する。このような傾向の中で、母板の板厚 h に対するのど厚 h_w 比： $h/h_w < 3.5$ であれば、のど厚が小さいことの影響は無視できる。しかし、 $h/h_w \geq 3.5$ となれば、母板の板厚が全て有効に働くとして計算した拘束度を、母板の板厚に対するのど厚比の影響を考慮して修正する必要がある。

(6) 拘束度に及ぼす母板の板厚とのど厚比に対する修正係数として、1次元拘束状態の継手に対して解析的に導出した修正係数 η を2次元拘束状態の継手に用いることを提案し、その精度が高いことを示した。

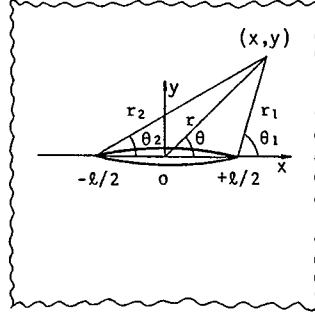
(7) 開先形状が有効拘束度におよぼす影響を考察した結果、実用開先線が片側 45° 以内であれば開先形状の影響は無視できる。

(8) 初層溶接が板厚中心から偏心 (h') して置かれる場合、偏心率 $e (=2h'/h)$ が大きくなるに従って面外曲げ変形が大きくなり、板厚中心に初層溶接を置いた場合の有効拘束度をさらに低下させる。しかし、板厚中心からの偏心率 $e < 0.4$ であれば偏心なしとして求めた有効拘束度と近似的に等しく、偏心による影響は無視できる。また、偏心率に対する定量的評価を容易にするため、板厚中心からの偏心率に対する修正係数 η' を定式化した。

(9) 厚板スリット溶接継手に対するより一般的な有限板の有効拘束度を計算する計算式を示した。これにより、以後、膨大な計算時間と費用を要する3次元弾性解析を行うことなく、有効拘束度が簡単に計算できる。一定荷重に対する有効拘束度は特に精度がよい。

付録 1.1 Westergaard の応力関数

Westergaard の応力関数は、 $z = x + iy$ なる複素変数の解析関数を用い、応力関数から各応力成分のみならず変位が簡単に求められる。また、直線クラックが x 軸上に存在するとき応力関数が簡単になる。



以下に、本論文で用いた代表的な Westergaard の応力関数を示しておく [12]。

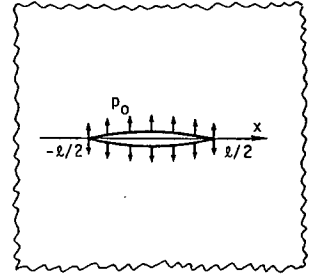
(1) 一様な内圧 p_0 を受ける無限板の直線クラック

この場合の応力関数は次式となる。

$$\begin{Bmatrix} Z_I(z) \\ Z_{II}(z) \end{Bmatrix} = \left[\frac{z}{\sqrt{z^2 - (l/2)^2}} - 1 \right] \begin{Bmatrix} p_0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (A1.1)$$

ここに、

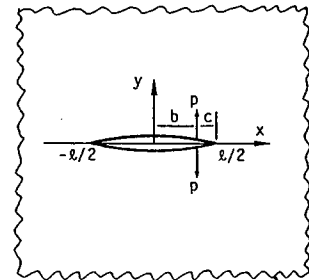
$$z = x + iy$$



(2) 無限板の直線クラックに自己平衡集中力 p が働く場合

面内に自己平衡集中力が働く場合の応力関数は次式となる。

$$\begin{Bmatrix} Z_I(z) \\ Z_{II}(z) \end{Bmatrix} = \frac{\sqrt{(l/2)^2 - b^2}}{\pi(z - b)\sqrt{z^2 - (l/2)^2}} \begin{Bmatrix} p \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (A1.2)$$



また、Westergaard の応力関数が与えられると各応力成分および変位が次式から求まる。

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \operatorname{Re} Z_I - y \operatorname{Im} Z_I' \\ \operatorname{Re} Z_I + y \operatorname{Im} Z_I' \\ -y \operatorname{Re} Z_I' \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} 2 \operatorname{Im} Z_{II} + y \operatorname{Re} Z_{II}' \\ -y \operatorname{Re} Z_{II}' \\ \operatorname{Re} Z_{II} - y \operatorname{Im} Z_{II}' \end{Bmatrix} \quad (A1.3)$$

$$2G \begin{Bmatrix} u \\ v \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\nu' - 1}{2} \operatorname{Re} \tilde{Z}_I - y \operatorname{Im} Z_I \\ \frac{\nu' + 1}{2} \operatorname{Im} \tilde{Z}_I - y \operatorname{Re} Z_I \end{Bmatrix} + \begin{Bmatrix} \frac{\nu' + 1}{2} \operatorname{Im} \tilde{Z}_{II} + y \operatorname{Re} Z_{II} \\ -\frac{\nu' - 1}{2} \operatorname{Re} \tilde{Z}_{II} - y \operatorname{Im} Z_{II} \end{Bmatrix} \quad (A1.4)$$

ここに、

$$\frac{d\tilde{Z}_I(z)}{dz} = \tilde{Z}_I'(z), \quad \frac{d\tilde{Z}_I(z)}{dz} = Z_I(z), \quad \frac{dZ_I(z)}{dz} = Z_I'(z)$$

$$G = E / 2(1 + \nu)$$

$$\nu' = (3 - \nu) / (1 + \nu) : \text{平面応力}$$

$$\nu' = 3 - 4\nu : \text{平面ひずみ}$$

$$\text{Re}, \text{Im} : \text{複素関数の実部および虚部}$$

付録 1.2 y 方向に一樣なクイチガイ δ_0 が与えられた場合の Airy の応力関数

無限板の直線クラックに y 方向に一樣なクイチガイ δ_0 が与えられた場合の Airy の応力関数は次式となる [10]。

$$\phi = \frac{E\delta_0}{4\pi} \left[\left(x + \frac{l}{2}\right) \log \sqrt{\left(x + \frac{l}{2}\right)^2 + y^2} + \left(\frac{l}{2} - x\right) \log \sqrt{\left(\frac{l}{2} - x\right)^2 + y^2} \right] \quad (\text{A1.5})$$

応力関数 ϕ が与えられると、各応力成分は次式から求まる。

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \partial^2 \phi / \partial y^2 \\ \sigma_y &= \partial^2 \phi / \partial x^2 \\ \tau_{xy} &= -\partial^2 \phi / \partial x \partial y \end{aligned} \quad (\text{A1.6})$$

付録 1.3 有限板への修正率： $\beta_p / \beta_{\delta_0}$ に対する考察

1.2.3 項で述べたように、無限板から有限板への修正率： β_p 、 β_{δ_0} の間には、試験片寸法比： $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ を満たす領域で式 (1.16) に示す関係があった。すなわち、

$$\beta_p / \beta_{\delta_0} \approx 2 \quad (1.16)$$

上式は、試験片寸法 (B 、 L 、 l) が同じであれば、無限板のスリット縁に負荷した荷重条件に無関係に無限板から有限板への修正率 (修正応力) の間に一定の関係があることを意味している。したがって、同じスリット長 l を有する無限板を用いて、有限板への修正率に対する考察を行った。

無限板のスリット縁に一定変位 δ_0 を負荷したとき、反力としてスリット縁に応力 $\sigma_{\delta_0}^{\infty}$ が生

じる (Fig.1-4(b'))。この応力 σ_{∞}^{∞} がスリット中央で σ_{∞}^{∞} ($\sigma_{\infty}^{\infty}(X=0)$) = 1 となるような一定変位を負荷したと考える。そして、スリット縁に負荷した一定変位のスリット縁に沿う積分値を A_{δ} とする。一方、一定分布応力 $p_0 = 1$ を負荷したときのクイチガイの積分値を A_p とする。すなわち、 $p_0 = \sigma_{\infty}^{\infty}$ ($= \sigma_{\infty}^{\infty}(X=0)$) = 1 とした場合の無限板のスリット縁に生じるクイチガイの積分値が、各々 A_p 、 A_{δ} となっている。これら A_p と A_{δ} との比は次式のようになる。

$$A_p/A_{\delta} = 1/2 \quad (= \beta_p/\beta_{\delta 0}) \quad (A1.7)$$

ここに、

$$A_p = \pi \ell^2 / 2E$$

$$A_{\delta} = \pi \ell^2 / E$$

以上、試験片寸法比が $B/\ell \geq 1.8$ 、 $L/\ell \geq 1.5$ を満たす領域 (有限板への修正応力がスリット縁で一定となる領域) では、無限板から有限板への修正率の関係が、同じスリット長を有する無限板でスリット中央の応力が同じになるような一定変位を考え、双方のクイチガイの積分値の比 (式 (A1.7)) として求まる。

付録 1.4 母板の板厚とどの厚比に対する修正係数 η の導出

Fig.1-10(a) に示したのど厚 h_w 部分に一定分布荷重 p_0 を負荷することは、Fig.1-10(b) の帯板の両端において、 h_w 部分にのみ、一定分布荷重 p_0 を負荷した場合と等価である。したがって、Fig.1-10(b) の解析モデルを用いて、母板の板厚とどの厚比に対する拘束度の修正係数 η を Fourier 級数を用いて解析的に導出する。

帯板の両端に荷重 $p = A_m \cos \alpha_m y$ 、 $\alpha_m = 2m\pi/h$ を負荷した場合を考える。平面応力状態で Airy の応力関数を次式のように置くと、

$$\phi = f(x) \cos \alpha_m y \quad (A1.8)$$

$\nabla^4 \phi = 0$ より、 $f(x)$ に対する微分方程式を得る。

$$\frac{d^4 f(x)}{dx^4} - 2\alpha_m^2 \frac{d^2 f(x)}{dx^2} + \alpha_m^4 f(x) = 0 \quad (A1.9)$$

上式の一般解および応力関数は、次式となる。

$$f(x) = C_1 \cosh \alpha_m x + C_2 \sinh \alpha_m x + C_3 x \cosh \alpha_m x + C_4 x \sinh \alpha_m x$$

$$\phi = (C_1 \cosh \alpha_m x + C_2 \sinh \alpha_m x + C_3 x \cosh \alpha_m x + C_4 x \sinh \alpha_m x) \cos \alpha_m y \quad (A1.10)$$

境界条件は、帯板の端部 $x = \pm B/2$ において、 $\sigma_x = A_m \cos \alpha_m y$ 、 $\sigma_y = 0$ 、 $\tau_{xy} = 0$ である。

応力関数の定義および境界条件より、各応力成分は次式のように求まる。

$$\begin{aligned} \sigma_x &= \frac{2A_m}{\sinh \alpha_m B + \alpha_m B} \left\{ \left(\sinh \frac{\alpha_m B}{2} + \frac{\alpha_m B}{2} \cosh \frac{\alpha_m B}{2} \right) \cosh \alpha_m x - \alpha_m x \sinh \frac{\alpha_m B}{2} \sinh \alpha_m x \right\} \cos \alpha_m y \\ \sigma_y &= \frac{-2A_m}{\sinh \alpha_m B + \alpha_m B} \left\{ \left(\frac{\alpha_m B}{2} \cosh \frac{\alpha_m B}{2} - \sinh \frac{\alpha_m B}{2} \right) \cosh \alpha_m x - \alpha_m x \sinh \frac{\alpha_m B}{2} \sinh \alpha_m x \right\} \cos \alpha_m y \\ \tau_{xy} &= \frac{-2A_m}{\sinh \alpha_m B + \alpha_m B} \left\{ \frac{\alpha_m B}{2} \cosh \frac{\alpha_m B}{2} \sinh \alpha_m x - \alpha_m x \sinh \frac{\alpha_m B}{2} \cosh \alpha_m x \right\} \sin \alpha_m y \end{aligned} \quad (A1.11)$$

また、 $x = B/2$ なる変位 u は次式となる。

$$\begin{aligned} u &= \int_0^{B/2} \epsilon_x dx = \int_0^{B/2} \frac{1}{E} (\sigma_x - \nu \sigma_y) dx \\ &= \frac{2A_m \cos \alpha_m y}{E (\sinh \alpha_m B + \alpha_m B)} \left[\frac{2}{\alpha_m} \sinh^2 \frac{\alpha_m B}{2} \right] \end{aligned} \quad (A1.12)$$

さて、のど厚 h_w 部分にのみ一定分布荷重 p_0 を負荷するので、 p_0 を Fourier 級数に展開すると、 $x = \pm B/2$ の帯板端部に作用する荷重 p は次式で与えられる。

$$p = \frac{h_w}{h} p_0 + \frac{2p_0}{\pi} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{1}{m} \sin \frac{m\pi h_w}{h} \cos \frac{2m\pi}{h} y \quad (A1.13)$$

したがって、式 (A1.13) と式 (A1.12) から荷重点での変位は次式のように求まる。

$$u = \frac{p_0 h_w B}{E h} + \frac{p_0 h}{E} \sum_{m=1}^{\infty} \left(\frac{1}{m\pi} \right)^2 \frac{\sin m\pi h_w/h \sinh^2 m\pi B/h}{\sinh 2m\pi B/h + 2m\pi B/h} \cos 2m\pi y/h \quad (A1.14)$$

よって、平均クイチガイ量 δ は式 (A1.14) を積分することから次式のように求まる。

$$\delta = \frac{2}{h_w} \int_{-h_w/2}^{h_w/2} u dy = \frac{p_0 h_w}{E} \left[\frac{B}{h} + \sum_{m=1}^{\infty} \left(\frac{1}{m\pi} \right)^3 \frac{\sin^2 m\pi h_w/h}{(h_w/h)^2} \frac{\sinh^2 m\pi B/h}{\sinh 2m\pi B/h + 2m\pi B/h} \right] \quad (A1.15)$$

以上より、板厚の一部分に一定荷重 p_0 を負荷した場合の拘束度は次式のように求まる。

$$\begin{aligned}
 R &= p_0 h_w / \delta \\
 &= \frac{Eh}{B} \frac{1}{1 + \frac{h}{B} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{8}{m\pi} \left(\frac{\sin m\pi h_w / h}{m\pi h_w / h} \right)^2 \frac{\sinh^2 m\pi B / h}{\sinh 2m\pi B / h + 2m\pi B / h}} \\
 &= \eta \frac{Eh}{B}
 \end{aligned} \tag{A1.16}$$

ここに、

$$\eta = \frac{1}{1 + \frac{h}{B} \sum_{m=1}^{\infty} \frac{8}{m\pi} \left(\frac{\sin m\pi h_w / h}{m\pi h_w / h} \right)^2 \frac{\sinh^2 m\pi B / h}{\sinh 2m\pi B / h + 2m\pi B / h}} \tag{A1.17}$$

式 (A1.17) が母板の板厚に比べてのど厚が小さいことに対する拘束度の修正係数 η である。

第2章 スリット溶接継手の拘束応力・ひずみの解析的計算法

2.1 緒言

力学的観点から溶接冷間割れ防止対策を立てるには、溶接施工前に溶接によって継手に生じる拘束応力・ひずみとそれらの履歴が予想できることが望まれる。これらを詳細かつ精度よく追跡するには、現在のところ有限要素法を用いた熱弾塑性解析を行う必要がある。しかし、各溶接事例に対して熱弾塑性解析を行うことは経済的に困難である。

このような背景のもとに、本章では、矩形板スリット溶接継手（Fig. 2-1）に対して行った熱弾塑性解析結果を詳細に検討し、スリット溶接で生じる拘束応力・ひずみの生成機構を明確にして熱弾塑性現象を理想化し、解析モデルを設定する。このモデルを用いて試験片寸法、入熱量および予熱温度等が種々変化する一般の場合に対し、溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみを簡単かつ精度よく予想するための解析的計算法を展開する。また、実験を行い、解析的計算法から計算される計算結果の妥当性を検討すると共に、その有用性と実用性を示す。

2.2 熱弾塑性現象のモデル化と解析法で用いた仮定

矩形板スリット溶接継手の初層溶接で生じる拘束応力・ひずみの生成機構はやや複雑であるが、熱源の移動効果を考慮した詳細な熱弾塑性解析により、その基本的な生成機構は明らかにされている [13]。

ここでは、その概要を述べる。

まず、溶接金属と母板の基本的挙動を明らかにするため、両者間の力学的相関を切り離し、独立に熱膨張、収縮する場合を考える。

1) 溶接金属自身は、熔融状態から室温に至る温度冷却過程のみであり、それ自身自由に縮む。すなわち、自由収縮する。一連の収縮過程の中でも、溶接金属の温度が力学的剛性回復温度 T_m に冷却するまでは外力に対しなんら抵抗を示さない第1段階と、 T_m 以下で明らかな抵抗を示す第2段階とに分けることができる。

2) 他方、母板は溶接金属のように単純ではなく、温度上昇過程および冷却過程の大きく2段階で異なった変形挙動を示す。まず、第1段階の温度上昇過程では、母板の熱変形によって開先部は開先間隔をせばめる方向に変位する。いわゆる開先はとじ込む。次に、時間の経過と共に開先部近傍に集中した熱は伝導する。このため、開先部近傍は冷却し収縮を始める。これと相まって母板の温度が平均化する。これにより、開先部は一旦とじ込んだ状態から元の開先位置に戻ろうとする。これが第2段階である。

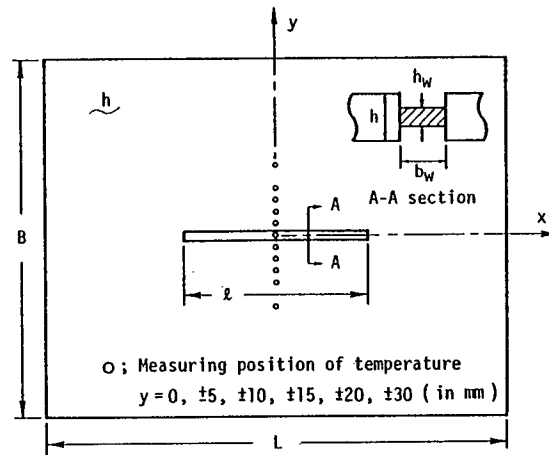


Fig. 2-1 Slit weld specimen and measuring position of temperature

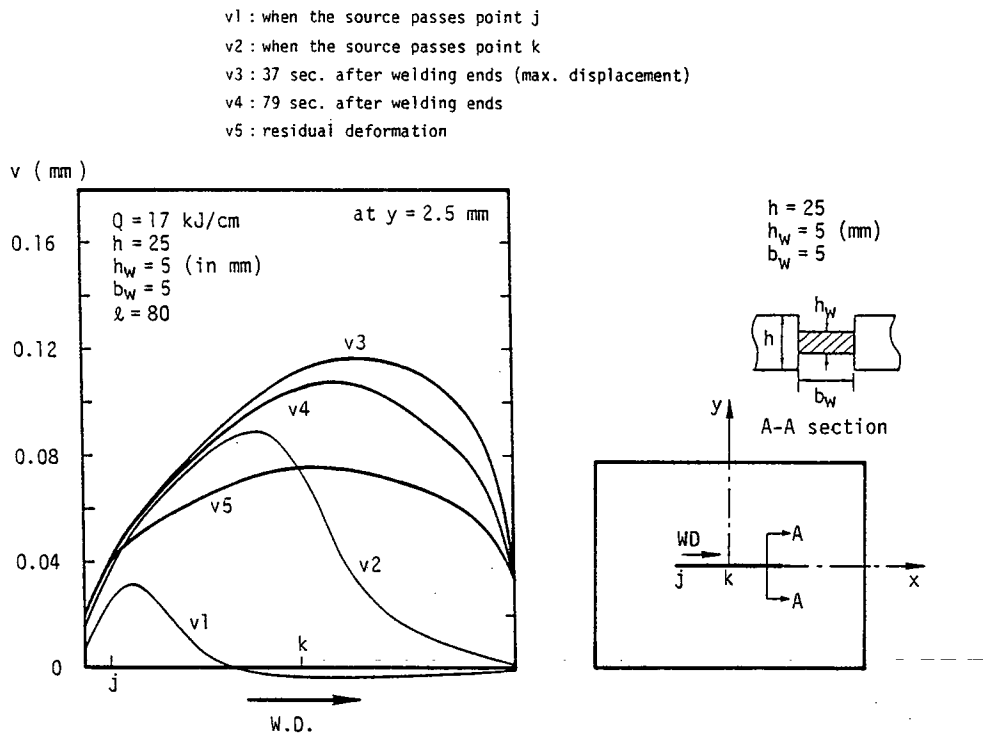


Fig. 2-2 Transient transverse deformation of slit edge

以上のように、溶接金属と母板とを切り離して考えると各々の変形挙動は単純であるが、実際の熱弾塑性現象では、溶接金属と母板との力学的相互作用によってその現象は複雑になる。

例として、Fig. 2-2 に開先面に生じる過渡変形の熱弾塑性解析結果を示す。

実際の現象では、母板および溶接金属両者の第1段階と第2段階は、それぞれ、ほぼ同時に生じる。まず、第1段階であるが、溶接金属は力学的に熔融状態にあって母板の熱変形に対しなんら抵抗しえない。このため、母板は自由に開先間隔を閉じる方向に変位する（Fig. 2-2 のV1からV3）。これは母板の熱変形のみ起因している。また、開先に生じたとじ込み（V3）は、スリット終端の溶接金属が力学的剛性回復温度 T_m に冷却した時、スリット縁全域でほぼ最大となる。以後、溶接金属と母板とは同時に第2段階に入り、それぞれの変形挙動を示す。

第2段階では、スリット内全域で溶接金属は力学的剛性回復温度 T_m に冷却しており、溶接金属と母板とは一体となって挙動する。

溶接金属はそれ自身収縮し、開先部を溶接金属の方へ引き込むように挙動する。このため、開先部は一旦とじ込んだ状態（V3）から元の開先位置に戻るよう変位する（V4）が、溶接金属の抵抗により元の位置に戻ることができない（V5：残留変形）。すなわち、溶接金属はそれ自身さらに収縮しようとする一方、母板の第2段階でみられる開先部の戻りにも抵抗する。これに起因して、溶接金属に拘束応力・ひずみが生じる。

したがって、この種の力学挙動においては、溶接金属が力学的剛性回復温度 T_m に冷却した時に開先部に生じている母板の熱変形、すなわち、とじ込み量と溶接金属自身の力学的剛性回復温度からの収縮量との和をスリット溶接で生じる拘束応力・ひずみの発生源である固有収縮量とみなすことができる。ところで、熱弾塑性解析結果によれば固有収縮量の中で前者が支配的であり、溶接金属自身の収縮量は無視できるようである。

以下、上述の現象を理想化して解析モデルを設定する。

(1) 熱源の移動効果は無視する。比較的薄板で母板の板厚（ h ）が限界板厚（ h_{cr} ）[3]より小さい場合（ $h \leq h_{cr}$ ）には、スリット断面の板厚方向の温度は一樣とみなして瞬間平面熱源と考える。したがって、板厚方向の温度は一樣である。これに対して、 h_{cr} に比べて板厚が大きい場合（ $h > h_{cr}$ ）には、板厚中心線上での瞬間線熱源とみなす。この場合、板厚方向の温度分布は一樣ではなく、3次元温度分布となる。

(2) 比較的薄板（ $h \leq h_{cr}$ ）の熱変形は2次元であるが、厚板（ $h > h_{cr}$ ）の場合には3次元熱変形問題となる。この種の問題に対する高精度の簡略化を文献[1]が示している。す

なわち、板厚中心に置かれた瞬間線熱源による3次元温度分布の板厚中心の温度が、板厚方向に一樣に分布すると仮定した2次元問題として取扱っても、のど厚部に生じるとじ込み量に関しては高精度の近似を与えることが理論的に明らかにされている。このため、 $h > h_{cr}$ の場合には、3次元温度分布の板厚中心 ($z = 0$) の温度が板厚方向に一樣に分布する2次元問題として扱う。

(3) 瞬間熱源とみなしたスリット溶接の固有収縮量 S_T は、スリット中央 ($x = 0$) における溶接金属の板厚中心 ($z = 0$) が力学的剛性回復温度に冷却した時の開先間のとじ込み量と考える。

(4) 溶接金属の力学的剛性回復温度 T_m からの収縮量は無視し、溶接金属が T_m に冷却した時の母板の熱変形である開先部のとじ込み量を、固有収縮量 S_T とする。 S_T によって溶接金属に生じる残留応力・ひずみを、矩形板スリット溶接の拘束応力・ひずみと考える。したがって、解析モデルによる解析は、固有収縮量 S_T の計算とそれが与えられた矩形板スリットの弾塑性解析に分れる。

(5) 母板は完全に弾性であり、溶接金属は完全弾塑性挙動をし、トレスカの降伏条件に従うものと仮定する。さらに、溶接金属部の幅は矩形板の辺長に比べて非常に小さいと考える。したがって、拘束応力が弾性の場合、溶接金属部の伸びは極めて小さいのでこれを無視する。これに対して塑性の場合には、材料が完全塑性であるので塑性流れを生じるが、伸びは母板の変形によって規制される。

(6) 冷却過程における相変態に伴う変態膨張の影響が顕著である鋼材は、ここでは取扱わない(変態膨張の影響については次章で詳述する)。

2.3 拘束応力・ひずみの直接的生成源である固有収縮量の解析的計算法

2.3.1 瞬間熱源による温度分布

スリット長さ l を有する無限板の板厚中心 ($z = 0$) に入熱量 q (cal/mm^2) の瞬間平面熱源または q (cal/mm) の瞬間線熱源を置いた場合、スリット中央の板厚中心 ($x = y = z = 0$) が力学的剛性回復温度 T_m に冷却したとき、板の任意の位置 (x, y, z) における温度 T は材料の物理定数の温度依存性および板表裏面からの熱反射を無視すると、母板の板厚 h と限界板厚 h_{cr} との相対的大きさ: $h \leq h_{cr}$ および $h > h_{cr}$ を含めて h_{cr} を用いて次式に示すように統一的に表すことができる。

$$T - T_i = \frac{T_m - T_i}{2} e^{-\pi(r/h_{cr}')^2} \left\{ \Phi\left[\frac{\sqrt{\pi}}{2} \frac{\ell}{h_{cr}'} (1+X)\right] + \Phi\left[\frac{\sqrt{\pi}}{2} \frac{\ell}{h_{cr}'} (1-X)\right] \right\} \quad (2.1)'$$

ここに、

$$h \leq h_{cr} \quad \text{の場合} \quad h_{cr}' = h_{cr}^2/h, \quad r^2 = y^2$$

$$h > h_{cr} \quad // \quad h_{cr}' = h_{cr}, \quad r^2 = y^2 + z^2$$

$$h_{cr} = \sqrt{\frac{q}{c\rho(T_m - T_i)}} \quad : \text{限界板厚(mm)}, \quad \Phi(u) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^u e^{-u^2} du \quad : \text{誤差関数}$$

q : 入熱量 (cal/mm), c : 比熱 (cal/g·°C), ρ : 密度 (g/mm³)

T_m : 力学的剛性回復温度 (°C), T_i : 初期温度 (°C)

$X = 2x/\ell$, ℓ : スリット長 (mm)

また、前述の仮定 (3)により、 $h > h_{cr}$ の場合には板厚中心の温度が板厚方向に一様に分布する2次元問題として取扱うが、板厚中心の温度は上式において $z = 0$ とすることから、次式のようになる。

$$T - T_i = \frac{T_m - T_i}{2} e^{-\pi(y/h_{cr}')^2} \left\{ \Phi\left[\frac{\sqrt{\pi}}{2} \frac{\ell}{h_{cr}'} (1+X)\right] + \Phi\left[\frac{\sqrt{\pi}}{2} \frac{\ell}{h_{cr}'} (1-X)\right] \right\} \quad (2.1)$$

他方、矩形板 (有限板) に対しては、その2辺 (B および L) の寸法が下式

$$h_{cr}'/\ell \leq (1/2)(B/\ell), \quad h_{cr}'/\ell \leq (1/2)(L/\ell - 1)$$

を満たせば、板周辺境界からの熱反射の影響は極めて小さく、上記の条件を満たす矩形板に対しては、式 (2.1)' および式 (2.1)がそのまま適用できるものと考えられる。

2.3.2 固有収縮量の解析的計算法

有限板スリット溶接における拘束応力・ひずみの直接的生成源である固有収縮量 S_T は、式 (2.1)で示した温度分布によって開先部に生じる母板の熱変形、すなわち、スリット縁に生じるとじ込み量を精度よく求めることに帰着する。

解析は、無限板に対する解析解とこれを有限板に修正するための修正計算とからなる。解析手順としては、Fig. 2-3 に示すようにスリットを有する無限板のスリット中央 ($x = 0$) の板厚中心 ($z = 0$) が力学的剛性回復温度 T_m に冷却したときのスリット縁に生じるとじ込み量 S_T^{∞} (Fig. 2-3 (b) と(c) との和、結果として(c')が求まる) と、これを有限板に修正することによってスリット縁に生じる付加変形 ΔS_T (Fig. 2-3(d) の結果として(d')が求まる) との和として求める。このように種々の解の重ね合せとして求めるため、以下にそれぞれの具体的な計算法を述べる。

[解析 (A)] Fig. 2-3(b) に示しているように、無限板に式 (2.1) の温度分布を与える。
 これにより、無限板の任意の位置 (x, y) に応力 $\{-\sigma\}$ が生じる。この応力は 2 次元熱弾
 性論 [14] より次式で与えられる。

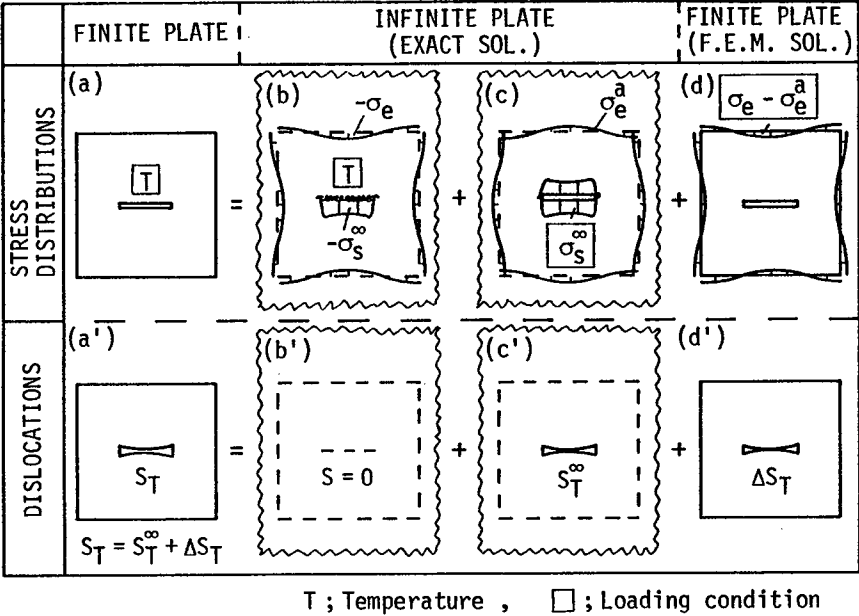


Fig. 2-3 Procedure for calculation of inherent shrinkage: S_T

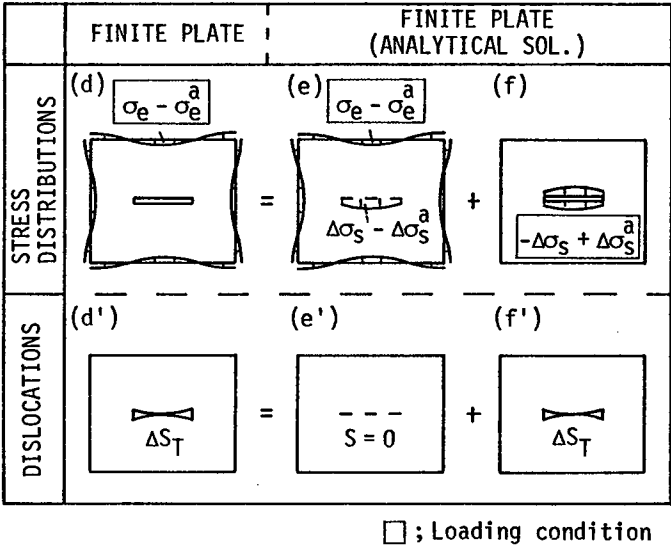


Fig. 2-3' Procedure for calculation of additional inherent shrinkage: ΔS_T

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{1}{2} \int_{-1}^1 \begin{Bmatrix} \cos^2 \theta \sigma_1 + \sin^2 \theta \sigma_2 \\ \sin^2 \theta \sigma_1 + \cos^2 \theta \sigma_2 \\ \cos \theta \sin \theta \sigma_1 - \sin \theta \cos \theta \sigma_2 \end{Bmatrix} dX' \quad (2.2)$$

ここに、

$$\sigma_1 = \frac{E\alpha(T_m - T_i)\ell}{h_{cr}'} \left[-\frac{1}{2\pi} \left(\frac{h_{cr}'}{r} \right)^2 \{1 - e^{-\pi(r/h_{cr}')^2}\} \right]$$

$$\sigma_2 = \frac{E\alpha(T_m - T_i)\ell}{h_{cr}'} \left[e^{-\pi(r/h_{cr}')^2} + \frac{1}{2\pi} \left(\frac{h_{cr}'}{r} \right)^2 \{1 - e^{-\pi(r/h_{cr}')^2}\} \right]$$

$$r^2 = (\ell/2)^2 \{ (X - X')^2 + Y^2 \}, \quad \cos \theta = (X - X') / (2r/\ell), \quad \sin \theta = Y / (2r/\ell)$$

$$X = 2x/\ell, \quad X' = 2x'/\ell, \quad Y = 2y/\ell$$

α : 線膨張係数 (1/°C)、 E : ヤング率 (kg/mm²)

上式の σ_y に $y = 0$ を代入することから、式 (2.1) の温度分布により熱源 (スリット縁に相当) 線上に生じる y 方向熱弾性応力 $-\sigma_s^\infty$ が求まる。すなわち、

$$-\sigma_s^\infty(X) = \frac{E \alpha (T_m - T_i) h_{cr}'}{\pi \ell} \left[\frac{1 - e^{-(\pi/4)(1+X)^2(\ell/h_{cr}')^2}}{1+X} + \frac{1 - e^{-(\pi/4)(1-X)^2(\ell/h_{cr}')^2}}{1-X} \right] \quad (2.3)$$

〔解析 (B)] Fig. 2-3(c) に示しているように、スリットを有する無限板に式 (2.1) の温度分布を与えた場合に生じるスリット縁のとじ込み量 S_T^∞ を次のように求める。

既に、解析 (A) でスリットなしの無限板のスリット縁に生じる熱弾性応力 $-\sigma_s^\infty$ は求められている。この無限板の熱源線上にスリットを加工して自由境界にする。解析的には、スリットのある無応力無限板に解析 (A) で求めたスリット縁上の既知応力 $-\sigma_s^\infty$ を逆方向に負荷する。すなわち、 σ_s^∞ をスリット縁に負荷する。これにより、スリット縁に変形 S_T^∞ が生じる [15] と共に、板の任意の位置 (x, y) に応力が生じる。この応力を $\{\sigma^a\}$ とする。

ここで、解析 (A) と (B) の解を重畳する。結果として、スリット自由縁の力学的境界条件が満足され、無限板には応力 $\{-\sigma\} + \{\sigma^a\}$ が生じることになる。 S_T^∞ および $\{\sigma^a\}$ は、Westergaard の応力関数 (付録 1.1 参照) を用いて解析的に次式から求められる。

$$S_T^\infty(X) = \frac{2\ell}{\pi E} \int_{-1}^1 \sigma_s^\infty(X') \cosh^{-1} \frac{1 - XX'}{|X - X'|} dX' \quad (2.4)$$

$$\begin{Bmatrix} \sigma_x^a \\ \sigma_y^a \\ \tau_{xy}^a \end{Bmatrix} = \frac{\ell}{2} \int_{-1}^1 \begin{Bmatrix} \operatorname{Re} Z_I - y \operatorname{Im} Z_I' \\ \operatorname{Re} Z_I + y \operatorname{Im} Z_I' \\ -y \operatorname{Re} Z_I' \end{Bmatrix} \sigma_s^\infty(X') dX' \quad (2.5)$$

ここに、

$$Z_I = \sqrt{1 - (X')^2} / [(\pi/2)\ell(z - X')\sqrt{z^2 - 1}]$$

$$Z_I' = dZ_I/dz, \quad z = 2x/\ell + i(2y/\ell) = X + iY, \quad i = \sqrt{-1}$$

$\operatorname{Re}, \operatorname{Im}$; 複素関数の実部および虚部

〔解析 (C)〕 前述の解析 (A)と(B) の解を重畳するとスリットを有する無限板の任意の位置 (x, y) に生じる応力 $\{-\sigma\} + \{\sigma^a\}$ と、スリット縁のとじ込み量 S_T^∞ が求められた (前者が Fig.2-3 (b)と(c) との和であり、後者が(c')である)。しかし、ここでは有限板を解析対象としており、有限板の自由周縁境界 ($x = \pm L/2, y = \pm B/2$) で力学的境界条件を満足させる必要がある。すなわち、有限板の自由周縁境界: $x = \pm L/2, y = \pm B/2$ を無限板の任意の位置に生じている上述の応力 $\{-\sigma\} + \{\sigma^a\}$ に代入することから、矩形板周縁境界に生じている応力 $\{-\sigma_e\} + \{\sigma_e^a\}$ が求まり、この応力を境界周縁上で消滅させる必要がある。

解析的には、Fig. 2-3 (d) に示しているように、上述の応力 $\{-\sigma_e\} + \{\sigma_e^a\}$ の符号を変え、スリットを有する矩形板の周縁境界に負荷する。これによって、スリット縁に付加変形 ΔS_T (Fig. 2-3 (d')) が生じる (Fig.2-3')。この解を解析 (A)および(B) の解と重畳し、自由境界の条件を全て満足させる。すなわち、Fig. 2-3 (a) および(a')である。

以上のように、溶接金属が力学的剛性回復温度 T_m に冷却したときのスリット縁に生じる変形、すなわち、固有収縮量 S_T が次式のように求まる。

$$S_T = S_T^\infty + \Delta S_T \quad (2.6)$$

なお、解析 (C)の解である ΔS_T は有限要素法等を用いて直接計算することもできるが、種々の試験片寸法、入熱量および予熱温度等の組合せに対して計算を行うことは容易でない。このため、 ΔS_T を解析的に求める計算法を付録 2.1 に示している。

2.4 固有収縮量に基づく拘束応力・ひずみの解析的計算法

溶接金属に生じる拘束応力 σ_w 、拘束ひずみ ε_w は、2.2 節（解析モデル (4)）で述べたように、矩形板のスリット縁に固有収縮量 S_T を負荷し、弾塑性解析することから求めることになる。ところで、固有収縮量の大きさと矩形板の諸寸法によってスリット縁に沿う溶接金属部には、弾性、弾塑性および全長塑性の3つの特徴ある応力分布を生じる。これらは、有限要素法等を用いた弾塑性解析により直接計算することは可能であるが、ここでは、解析的に求める計算法を示す。

解析的計算法では、固有収縮量 S_T ($= S_T^\infty + \Delta S_T$) を、 S_T^∞ と ΔS_T とに分けてスリット縁に負荷する。なお、この節では母板の板厚が比較的薄い場合を対象とし、極厚板の場合は次節で取扱う。

2.4.1 溶接金属に弾性応力が生じる場合の拘束応力・ひずみ

母板の板厚が薄くかつスリット長 l が $h \sqrt{\sigma_T}$ に比べてかなり長い場合、溶接金属に弾性の拘束応力・ひずみが生じる。この場合、前述の仮定 (5) により、溶接金属自身の変形は考えないので、固有収縮量 S_T に対して弾性変形するのは母板のみである。したがって、矩形板のスリット縁に S_T を負荷 (Fig. 2-4 (a')) した時にスリット縁に生じる母板の弾性応力として、拘束応力 σ_s^r (Fig. 2-4 (a)) を求めることになる。この解析手順を Fig. 2-4 に示す。

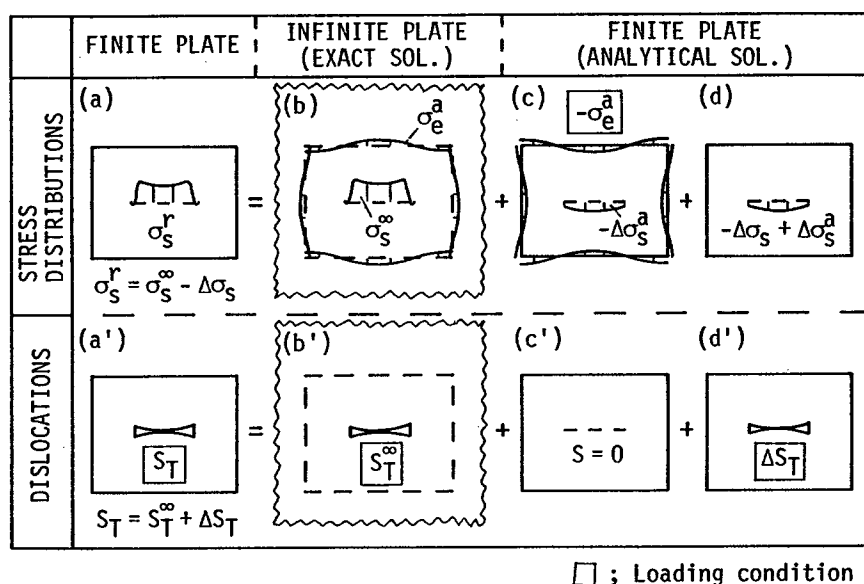


Fig. 2-4 Procedure for calculation of restraint stress: σ_s^r

〔解析 (A)〕 Fig. 2-4(b')に示しているように、無限板のスリット縁に S_T の第1成分である S_T^{∞} を負荷する。これによって、スリット縁に応力が生じる。この応力は、2.3.2項で述べた解析(A)の解、 σ_s^{∞} (式(2.3)の逆符号応力)である。すなわち、式(2.1)の温度分布によってスリット縁に生じた無限板の熱弾性応力 $-\sigma_s^{\infty}$ の符号を変え、これをスリット縁に負荷することによって生じた変形が、 S_T^{∞} となっているからである(2.3.2項解析(B))。

〔解析 (B)〕 スリット縁に負荷した S_T^{∞} をそのままに保持した状態で、無限板から矩形板を切り出す。この結果、矩形板周辺が自由境界となる。解析的には、Fig. 2-4(c)に示すように、矩形板境界($x = \pm L/2$, $y = \pm B/2$)に相当する周辺に生じている応力 $\{\sigma_s^{\infty}\}$ の符号を変え、スリットのない矩形板に作用させることになる。これによって、スリット縁に生じる応力が $-\Delta\sigma_s^{\infty}$ である。もちろん S_T^{∞} は変化しないように保持されている。

ここで、解析(A)と(B)の解を重畳することにより、矩形板のスリット縁に S_T^{∞} を負荷した場合の反力としてスリット縁に生じる母板の弾性応力、すなわち、拘束応力($\sigma_s^{\infty} - \Delta\sigma_s^{\infty}$)が求まる。

〔解析 (C)〕 S_T の第2成分である ΔS_T を矩形板のスリット縁に負荷(Fig. 2-4(d'))した場合に生じる拘束応力は、Fig. 2-3'(f)に示しているように、 $(-\Delta\sigma_s + \Delta\sigma_s^{\infty})$ となる。この解析法は、既に2.3.2項(Fig. 2-3')で示した。

以上、解析(A)、(B)および解析(C)の解を重畳すると、母板のスリット縁に生じる拘束応力 σ_s^r は次式のようなになる(Fig. 2-4(b),(c),(d)の和として(a)をうる)。

$$\sigma_s^r = \sigma_s^{\infty} - \Delta\sigma_s \quad (2.7)$$

右辺の各項は式(2.3)および付録2.3の式(A2.7)から計算できる。ところで、母板の板厚が h で溶接金属の厚が h_w とすると、溶接金属に生じる拘束応力 σ_w は h/h_w に比例して大きくなる。すなわち、次式となる。

$$\sigma_w = \sigma_s^r(h/h_w) = (\sigma_s^{\infty} - \Delta\sigma_s)(h/h_w) \quad (2.8)$$

また、溶接金属に生じる拘束ひずみ ε_w は弾性拘束ひずみ ε_w^e であり、次式から計算する。

$$\varepsilon_w = \varepsilon_w^e = \sigma_w / E \quad (2.9)$$

拘束ひずみは拘束応力と同じ分布をしている。

2.4.2 溶接金属の一部が塑性化した場合の拘束応力・ひずみ

スリットのある矩形板のスリット縁に固有収縮量 S_T を強制変位として負荷したときの弾塑性挙動を有限要素法を用いて解析した結果をもとにして、その挙動を理想化し、溶接金属の一部が塑性化した場合の拘束応力・ひずみを解析的に求める方法を以下に示す。

溶接金属に生じる弾性拘束応力が大きくなり塑性域が生じる場合、一般に Fig. 2-5 に示すような弾塑性応力分布の中で、塑性域は拘束の厳しいスリット端から中央部へと進展する。ここで、溶接金属が部分的に塑性化しても、決められた固有収縮量 S_T が強制変位として負荷されるが、解析対象が2次元問題であるので、部分的な塑性化によって応力の再配分が生じ、弾性応力値は変化する。

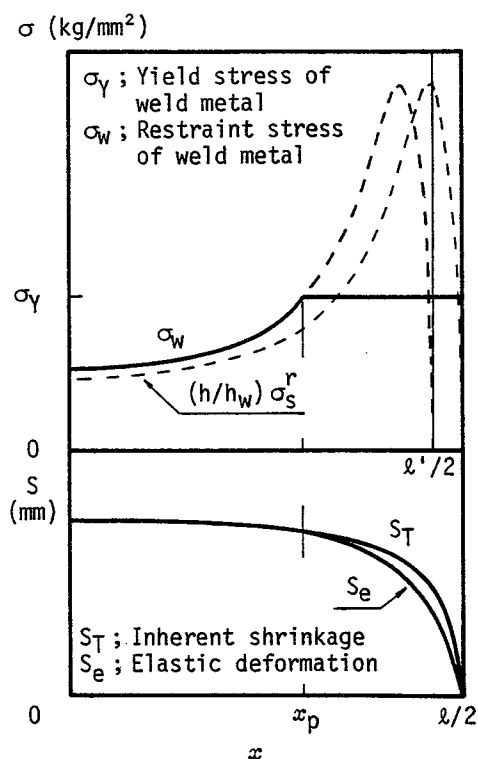


Fig. 2-5 Simplified elastic-plastic analysis of restraint stress

有限要素法を用いた2次元弾塑性解析結果によれば、弾性部分に生じた応力分布の形状は、スリット長さ l が見掛け長さ l' まで短くなったとして、式 (2.8) から計算した応力分布とほぼ等しくなることが認められた。固有収縮量の大きさ、試験片寸法比および降伏応力の大きさを種々変化させて弾塑性解析を行った結果に対し、最小二乗法を適用して求めた第1次近似としての l' は、係数 α を用いて次式のようになる。

$$\ell' = \zeta \ell \quad (2.10)$$

ここに、

$$\zeta = 50.4(\sigma_Y / E) + 0.765 \quad [30 \leq \sigma_Y \leq 98]$$

$$\zeta = 1.0 \quad [\sigma_Y > 98]$$

σ_Y : 溶接金属の降伏応力 (kg/mm²), E : ヤング率 (kg/mm²)

ここで、溶接金属に生じる拘束応力 σ_w が溶接金属の降伏応力 σ_Y と等しくなるスリット中央からの距離を x_p とすると、 $|x| < x_p$ の領域が弾性応力の生じる範囲である。この x_p は、式 (2.8) の ℓ に ℓ' を代入して、 $\sigma_w = \sigma_Y$ とすることから、次式のように求まる。

$$|x_p| \approx \zeta \sqrt{1 - \frac{(2/\pi)E\alpha(T_m - T_i)h_{cr}/\ell'}{\sigma_Y(h_w/h) + \Delta\sigma'_s}} \quad (2.11)$$

ここに、 $x_p = 2x_p / \ell$ 、 $\Delta\sigma'_s$ は付録式 (A2.7) の ℓ に ℓ' を用いて計算する。

以上から、溶接金属に生じる弾塑性応力分布が求められるが、求めた第1次近似としての弾塑性応力 σ_w が正解であれば、この応力 σ_w (Fig. 2-5 の太線) をスリット縁ののど厚部分に負荷し、スリット縁に生じる変形 S_e (母板の弾性変形) が、弾性部分 ($|x| < x_p$) で固有収縮量 S_T に一致する (Fig. 2-5)。したがって、仮に一致しない場合には、弾性部分で $S_e = S_T$ となるように ℓ' を調整する必要がある。なお、 S_e の解析的計算法は付録 2.4 に示す。

以上のことから、弾性域 ($|x| < x_p$) に生じる拘束応力・ひずみは、式 (2.13) から簡単に計算できる。しかし、塑性域 ($x_p \leq |x| < l$) では、溶接金属に生じる拘束応力 σ_w は溶接金属の降伏応力 σ_Y に等しくなり、それ以上にはなりえない (一般的には、加工硬化等により σ_Y よりもやや大きくなるが、やがて一定値に収束する。)。このため、前述の弾塑性応力 σ_w を、スリット縁に沿うのど厚部分に負荷したときの母板の弾性変形量 S_e と固有収縮量 S_T とが塑性域で一致しないことになる (Fig. 2-5)。これは、塑性域で S_T と S_e の差だけ、溶接金属が塑性変形することを意味する。この差をのど間隙 b_w で除したものを溶接金属に生じる平均塑性拘束ひずみ ε_w^p とする。すなわち、

$$\varepsilon_w^p = (S_T - S_e) / b_w \quad (2.12)$$

以上から、溶接金属の一部が塑性化した場合の溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力 σ_w および拘束ひずみ ε_w が、弾性、塑性域で各々次式のように求まる。

(1) 弾性域 ($|X| < X_p$)

$$\sigma_w = \frac{E}{\pi} \frac{\alpha(T_m - T_i) h'_{cr}}{\ell'} \left[\frac{1 - e^{-\frac{\pi}{4}(1+X_1)^2 \left(\frac{\ell'}{h_{cr}}\right)^2}}{1+X_1} + \frac{1 - e^{-\frac{\pi}{4}(1-X_1)^2 \left(\frac{\ell'}{h_{cr}}\right)^2}}{1-X_1} \right] - \Delta\sigma'_s$$

$$\varepsilon_w = \varepsilon_w^e = \sigma_w(X_1)/E \quad (2.13)$$

(2) 塑性域 ($X_p \leq |X| < 1$)

$$\sigma_w = \sigma_Y$$

$$\varepsilon_w = \varepsilon_w^e + \varepsilon_w^p = \sigma_Y/E + (S_T - S_e)/b_w \quad (2.14)$$

ここに、

$$X_1 = 2x/\ell', \quad X = 2x/\ell$$

ε_w^p : 溶接金属の塑性拘束ひずみ、 b_w : のど間隙 (mm)

2.4.3 溶接金属がスリットの全長で塑性化した場合の拘束応力・ひずみ

スリット縁に固有収縮量 S_T が与えられ、それによって溶接金属がスリットの全長で塑性化した場合（以後、全長塑性化と呼ぶ）、溶接金属に生じる拘束応力 σ_w はスリット全域で溶接金属の降伏応力 σ_Y と等しくなる。この場合、スリット縁ののど厚 h_w 部分にのみ一定の降伏応力 σ_Y をスリット縁に沿って負荷した時のクイチガイ量として S_e （母板の弾性変形量）が求められる。この S_e は、前章で述べた一定荷重をスリット縁に負荷した時の有限板の拘束度 R_p を用いて、次式のように計算できる。

$$S_e = \sigma_Y h_w / R_p(X)$$

$$= (\sigma_Y / E) (h_w / h) \{2\ell / (1 - \beta_p)\} \sqrt{1 - X^2} \quad (2.15)$$

上式は楕円形を示す。

以上から、溶接線直角方向の溶接金属に生じる拘束応力 σ_w 、拘束ひずみ ε_w が次式から求まる。

$$\sigma_w = \sigma_Y$$

$$\varepsilon_w = \varepsilon_w^e + \varepsilon_w^p = \sigma_Y/E + (S_T - S_e)/b_w \quad (2.16)$$

2.5 極厚板スリット溶接継手の固有収縮量および拘束応力・ひずみの解析的計算法

比較的薄板に対するスリット試験片の溶接金属に生じる拘束応力・ひずみの直接的生成源である固有収縮量およびこれによって生じる拘束応力、拘束ひずみの解析的計算法は前節で述べ

た。上述の計算法を極厚板の初層溶接に適用する場合、母板の板厚に比べてのど厚は小さく、のど厚が小さいことによる影響を考慮して溶接金属に生じる拘束応力・ひずみを検討する必要がある。ここでは、初層溶接が板厚中心に置かれるものとし、母板の板厚に対するのど厚比の影響を考慮して、溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力、拘束ひずみを解析的に計算する解析的計算法を示す。

2.5.1 3次元熱弾性解析による固有収縮量の検討

2.3 節で示した固有収縮量 S_T の解析的計算法では、スリット中央 ($x = y = 0$) の板厚中心 ($z = 0$) が力学的剛性回復温度 T_m に冷却したときの板の各点 (x, y) における板厚中心の温度が、その点の板厚方向に一様に分布すると仮定 (2.2 節仮定 (2)) して理論を展開している。この仮定は、Fig. 1-10 に示している RRC 試験において、単位溶接長、無限板厚 ($h \rightarrow \infty$)、半無限長 ($B/2 \rightarrow \infty$) とした 2 次元問題では、高精度の近似を与えることが理論的に明らかにされている。これは、既に 2.2 節で述べた。しかし、極厚板スリット溶接の初層溶接を想定した場合、母板の板厚に比べてのど厚が小さいばかりでなく溶接線に沿う変化があり、のど厚部は 3 軸応力状態となり、現象は複雑で、前述の解析的計算法の適用は難しくなると考えられる。

そこで、有限要素法を用いた 3 次元熱弾性解析を行い、その結果と前述の式 (2.6) から計算した固有収縮量とを比較検討し、式 (2.6) から計算する固有収縮量 S_T を極厚板スリット溶接継手に適用する際の適用限界を検討する。

有限要素法を用いた 3 次元熱弾性解析で S_T を計算する際に用いた温度分布は、初層溶接が板厚中心に置かれるものとして、無限板厚の 3 次元熱伝導の解である式 (2.1)' を用いて、各要素の重心における温度を計算し、要素内で一定とした。

解析は、斜め Y 形溶接割れ試験片寸法 ($B = 150, L = 200, d = 80$ (mm)) を有する試験片に対し、入熱量 $Q = 17000$ J/cm 一定で、母板の板厚 $h = 25, 50$ (mm) と変化させて行った。

のど厚部分に生じた固有収縮量 S_T のスリット縁に沿う解析結果を、実線で Fig. 2-6 に示す。図中の一点鎖線は、前述の式 (2.6) から求めた固有収縮量 S_T である。計算結果は、3 次元熱弾性解析結果とよい一致を示している。また、 $h = 25$ mm に示している「●」は後述の固有収縮量 S_T の実測結果である。

以上の結果より、式 (2.6) から計算される固有収縮量 S_T は極厚板の初層溶接に対しても妥当な結果を与えることが、3 次元熱弾性解析結果から確認された。

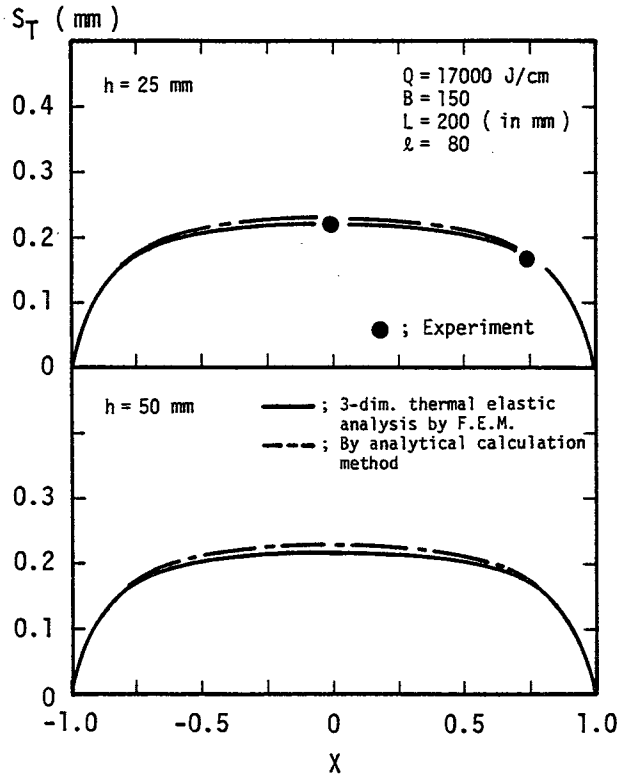


Fig. 2-6 Distributions of inherent shrinkage of thick plate: S_T

2.5.2 母板の板厚とのど厚比の影響を考慮した拘束応力・ひずみの解析的計算法

前述の固有収縮量 S_T をのど厚部分に強制変位として負荷し、3次元弾塑性解析することから溶接金属に生じる拘束応力・ひずみを計算することになる。一方、極厚板になるとのど厚部の拘束は厳しく、溶接金属はほとんどの場合スリット全長にわたって塑性化しており、生じる拘束応力はスリット全長にわたって溶接金属の降伏応力 σ_Y に一致すると考えられる。

ここでは、溶接金属が全長塑性化している場合に対し、母板の板厚に対するのど厚比の影響を考慮して、溶接金属に生じる拘束ひずみ ϵ_w を3次元弾塑性解析することなしに解析的に求める計算法を示す。

既に 2.4.3 項で、溶接金属が全長塑性化する場合、拘束ひずみ ϵ_w は弾性拘束ひずみ ϵ_w^e と塑性拘束ひずみ ϵ_w^p との和として計算されることは述べた。すなわち、

$$\epsilon_w = \epsilon_w^e + \epsilon_w^p = \sigma_Y / E + (S_T - S_e) / b_w \quad (2.16)$$

上式において、塑性拘束ひずみ ϵ_w^p を計算するには固有収縮量 S_T と母板の弾性変形量 S_e を必要とする。まず、 S_T はスリット中央における溶接金属ののど厚中心 ($z = 0$) が力学的

剛性回復温度 T_m に冷却したときののど厚部に生じるとじ込み量であり、式 (2.6) から計算しても精度が高いことを前項で明らかにしている。なお、 S_T の定量的評価を容易にするため高精度の近似計算式を導出し、それを付録 2.5 に示している。

次に、 S_e は母板の弾性変形量であるが、極厚板の場合、母板の板厚に比べてのど厚は小さく、のど厚が小さいことによる影響を考慮して S_e を求める必要がある。すなわち、スリット縁に沿ってのど厚 h_w 部分のみに一定応力 σ_Y (溶接金属の降伏応力) を負荷することによってスリット縁に生じる変形として計算する必要がある。この変形量 S_e は、一定荷重に対する有効拘束度 (式 (1.30)) を用いて次式から簡単に計算できる。

$$S_e = \sigma_Y h_w / (R_p)_{\eta} \quad (2.17)$$

したがって、スリットを有する極厚板の初層溶接で、溶接金属がスリット内全域にわたって塑性化している場合、溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束ひずみ ε_w が 3 次元弾塑性解析することなしに、2.4.3 項の計算手順で式 (2.16) の S_e に式 (2.17) を用い、他の取扱いをそのままにして簡単に計算できる。

2.6 拘束応力・ひずみの妥当性の検証

前節で展開した解析的計算法から計算される溶接線直角方向の拘束応力・ひずみの妥当性を検証するため、スリット溶接試験片に対して熱弾塑性解析および種々の実験を行い、それらの結果と比較検討する。

通常、溶接熱源はスリットの始端から終端に向かって移動する。このため、溶接金属は始端側から逐次力学的剛性回復温度 T_m に冷却していく。すなわち、境界条件が逐次変化する。これに対し、解析的計算法では熱源を瞬間熱源としてスリット中央の溶接金属が T_m に冷却したとき、スリット縁に生じる熱変形を拘束応力・ひずみの直接的生成源である固有収縮量と考えて理論を展開している。

したがって、まず、熱源の移動効果を考慮した熱弾塑性解析を行い、熱弾塑性解析結果と解析的計算法から計算される拘束応力・ひずみの計算結果とを比較検討する。次に、実験を行い、実験結果と比較検討する。これらの結果から、解析的計算法から計算される拘束応力・ひずみの妥当性を検証する。

2.6.1 物理定数の選定と温度分布の精度

解析的計算法を用いて拘束応力・ひずみを計算するに際し、その発生源である温度分布の精度が重要となる。

一方、解析的計算法では物理定数の温度依存性を無視した解析解（式（2.1））を用いた。このため、解析解に用いる物理定数の選定が重要となる。そこで、板厚 $h = 3.2 \text{ mm}$ のスリット試験片に対し、Fig. 2-1 に示すスリット中央線上（ $x = 0$ における y 軸上）の所定位置で温度履歴を計測し、温度計測結果から解析解（式（2.1））に用いる物理定数（比熱、密度）を決定した。

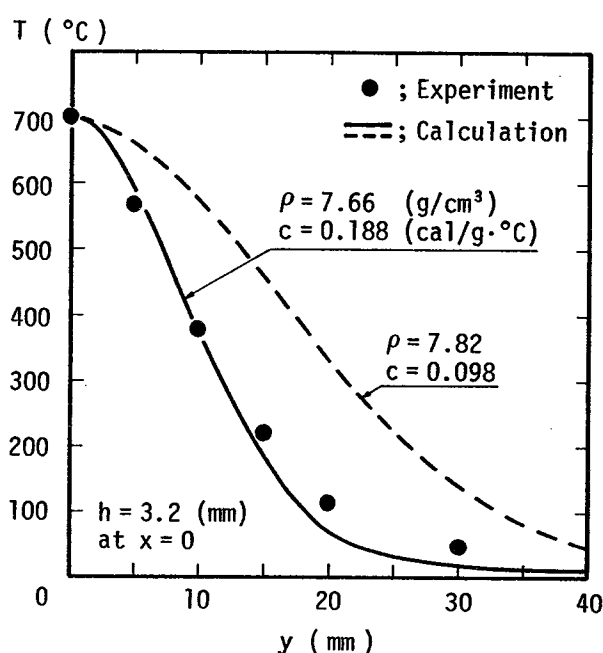


Fig. 2-7 Temperature distributions at center of slit

スリット中央の溶接金属が 700°C に冷却した直後の溶接線直角方向（ y 軸方向）の温度分布計測結果を、Fig. 2-7 に「●」印で示す。図中の実線は比較的高温側（ 600°C 程度）における低炭素鋼の比熱、密度を用いて、熱効率 $\xi = 0.75$ として計算したものであり、実験結果とよく一致している。また、破線は室温での値を用いて計算したものである。

以上から、軟鋼の力学的剛性回復温度および物理定数として次の値を採用した。

力学的剛性回復温度： $T_m = 700^{\circ}\text{C}$ ，熱効率： $\xi = 0.75$ ，

比熱： $c = 0.188 \text{ cal/g }^{\circ}\text{C}$ ，密度： $\rho = 7.66 \text{ g/cm}^3$

これらの数値を用いると、解析解を用いて溶接金属が力学的剛性回復温度 T_m に冷却したとき

の温度分布を精度よく予測できる。

2.6.2 熱弾塑性解析および実験による妥当性の検証

(1) 熱弾塑性解析による検証

後述の実験で用いた供試材である Table 2-1 の No.5 と同じスリット溶接試験片に対して、まず、Fig. 2-8 に示す物理定数の温度依存性を用いて、溶接熱源を移動熱源として三角形差分法により温度解析を行い、次いで、熱弾塑性応力解析を行った。

溶接残留応力はスリット全長で溶接金属の降伏応力 σ_Y に等しく、残留塑性ひずみ（塑性拘束ひずみ） ε_p のスリット縁に沿う解析結果を Fig.2-9（細線）に示す。また、同図中に解析的計算法から計算した塑性拘束ひずみ（太線）を示している（過渡変形は前掲の Fig. 2-2 である）。

解析的計算法では熱源を瞬間熱源としているため、始端側では塑性拘束ひずみ ε_p を過大評価することになるが、スリット中央から終端側では移動熱源の熱弾塑性解析結果と比較的よく一致している。

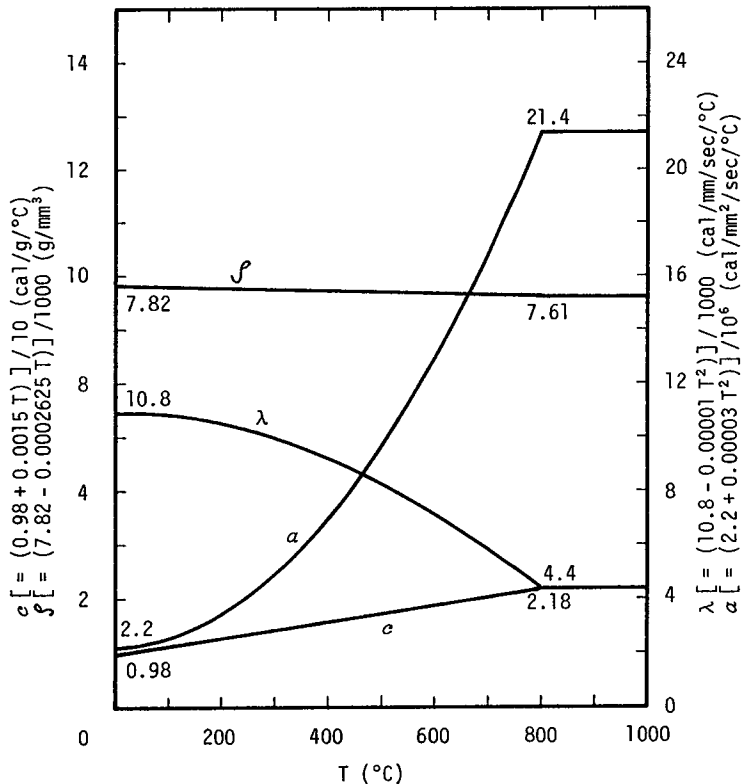


Fig. 2-8 Dependency of physical properties on temperature

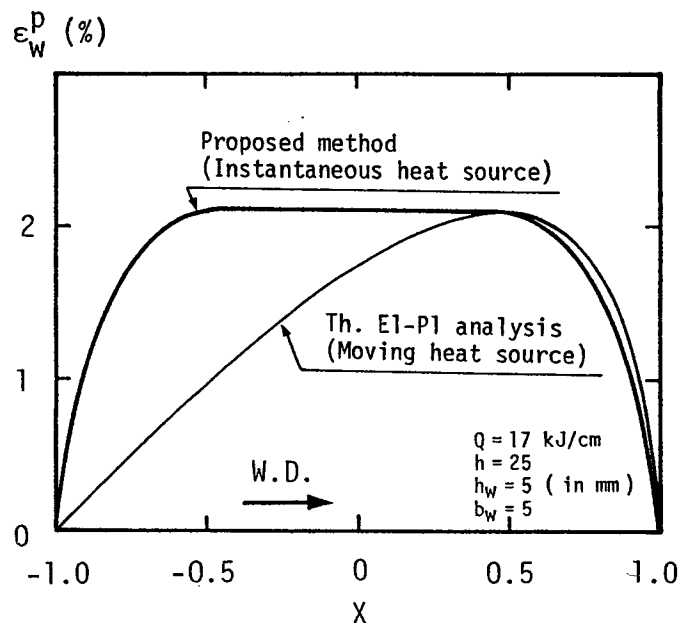


Fig. 2-9 Distributions of plastic strains along slit

(2) 実験的検証

ここでは、解析的計算法から計算される拘束応力・ひずみの妥当性を実験により確認する。

試験片寸法、入熱量および実験で用いた溶接金属の降伏応力、引張り強さを Table 2-1に示す。供試材は市販のSS41，SM41A鋼である。溶接は、炭酸ガス・アーク溶接機を用いて行った。なお、供試材 No.1 ～ No.4 は裏波形成用の裏当材を用いた。

Table 2-1 Experimental conditions and mechanical properties

No.	B (mm)	L (mm)	ℓ (mm)	h (mm)	h _W (mm)	Groove	Q (J/cm)	σ _Y	σ _u	NOTE
1	150	200	80	3.2		I	2950	46	57	SS41
2	300	200	80				3100			
3	150	400	160				3050			
4	300	400	160				3050			
5	150	200	80	25	5	Y	16500			SM41A

σ_Y : Yield strength, σ_u : Tensile strength of weld metal (kg/mm²)

1) 溶接金属に弾性の拘束応力が生じる場合

固有収縮量 S_T が与えられた場合、溶接金属の幅は矩形板の辺長に比べて極めて小さく、そ

れ自身の変形量を無視すると、変形に寄与するのは母板のみとなる（2.2 節仮定（5））。この場合、 S_T と弾性応力としての拘束応力 σ_w とは1対1に対応する。このため、 S_T を計測する代りに溶接金属に生じた拘束応力（残留応力） σ_w を計測し、解析結果と比較検討した。

実験は試験片 No.1 ～ No.4 に対して、溶接後溶接金属の表裏面に2軸ゲージを貼付し、応力弛緩法により表裏の平均値として残留応力を計測した。溶接線直角方向の残留応力計測結果を Fig.2-10 に「●」印で示す。図中の実線は、前述の式（2.8）から計算した拘束応力 σ_w であり、試験片寸法比が変化しても両者はよい一致を示した。なお、拘束ひずみ ε_w は弾性拘束ひずみ ε_w^e のみであり、その分布は σ_w と同じである（式（2.9））。

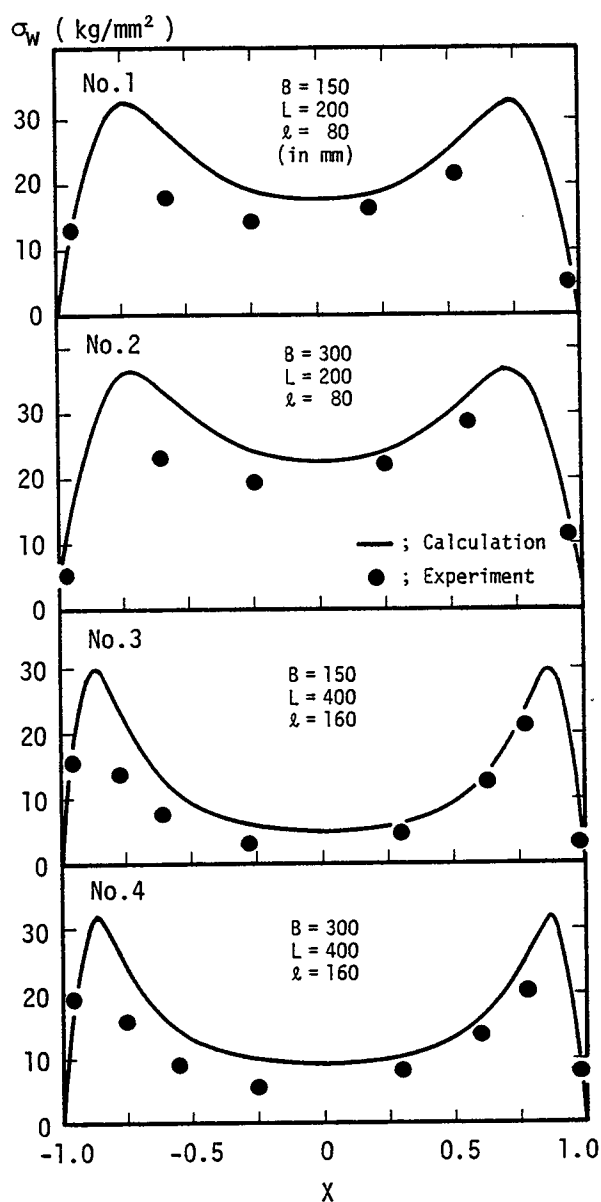


Fig. 2-10 Distributions of residual stresses along slit

2) 溶接金属が全長塑性化している場合

前述の熱源の移動効果を考慮した熱弾塑性解析結果によれば、スリット縁に生じるとじ込み量は溶接終了後スリット終端の溶接金属が力学的剛性回復温度に冷却したとき、スリット縁の各位置でほぼ最大となり、これが近似的に固有収縮量とみなせた (Fig. 2-2)。

試験片 No.5 に対し、スリット中央とスリット終端より 10mm 内側の2ヶ所でクリップ・ゲージ (標点距離 $d = 20\text{mm}$) を用いて過渡変形を計測した。過渡変形の最大値を Fig.2-11 に「●」印で示す。図中の実線は、解析的計算法から計算した固有収縮量 S_T であり、実験結果とよく一致している。

ところで、溶接金属が全長塑性化している場合、力学的拘束条件の厳しさを表す指標としては、溶接金属に生じる塑性拘束ひずみ ε_w^p の大きさと分布が考えられる。解析的計算法から計算される塑性拘束ひずみ ε_w^p は、既に述べたように次式から計算する。

$$\varepsilon_w^p = (S_T - S_e)/b_w \quad (2.12)$$

この精度を実験で確認する。塑性ひずみを直接実験で計測することは難しく、ここでは、以下の手順によることにする。

まず、上式の S_T は固有収縮量であり、計算結果の妥当性は既に実験から確認した。次に、 S_e は母板の弾性変形量であるが、溶接金属がスリット内全域で塑性化している場合、スリット全長にわたって拘束応力 σ_w は溶接金属の降伏応力 σ_Y となっている。この場合、 S_e は一定荷重に対する有効拘束度 $(R_p)\eta$ (式 (1.30)) を用いて前述の式 (2.17) から簡単に計算できる。

また、式 (2.17) から計算される S_e は、溶接金属に生じた拘束応力 σ_w をスリット縁に沿って開放することにより、スリット縁に生じる変形の逆符号に一致するはずである。これを実験により確認する。

溶接終了後、溶接中心線をはさむ標点距離 $d = 20\text{ mm}$ の表裏面にコンタクト・ボールを打ち込み、溶接部をスリット状に切断して拘束応力を解放した。この切断によって生じた弾性変形量を Fig.2-12 に「●」印で示す。図中の実線は試験片 No.5 の降伏応力 $\sigma_Y = 46\text{ kg/mm}^2$, のど厚 $h_w = 5\text{ mm}$ (実測値) として式 (2.17) から求めた計算値であり、実験値とよく一致している。

このように、 S_T および S_e の理論計算値は実験結果とよい一致を示している。よって、式 (2.12) から計算される塑性拘束ひずみ ε_w^p は、必然的によい精度であることが予測できる。この場合、溶接金属に生じる拘束ひずみ ε_w は弾性拘束ひずみ ε_w^e と塑性拘束ひずみ ε_w^p との

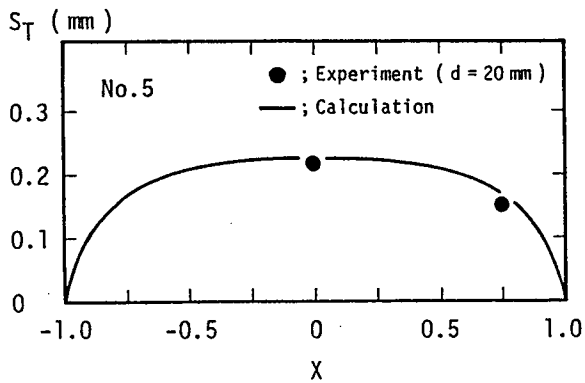


Fig. 2-11 Distributions of inherent shrinkage: S_T

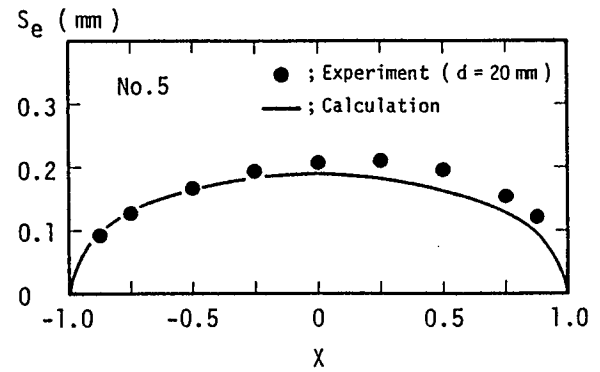


Fig. 2-12 Elastic deformation of base plate: S_e

和として式 (2.16) から求まる。

以上のように、解析的計算法では熱源を理想化して瞬間熱源としたため、始端側では拘束応力 σ_w 、拘束ひずみ ε_w をやや過大評価することになっているが、スリット中央から終端側ではよい推定値を示しており解析法の妥当性が確認された。

2.7 結 言

本章では、矩形板スリット溶接を取り上げ、溶接による熱弾塑性現象を理想化して解析モデルを設定し、試験片寸法、入熱量および予熱温度（初期温度）のあらゆる組合せに対して、溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみを解析的に求める計算法を示した。また、計算結果の妥当性を熱源の移動効果を考慮した熱弾塑性解析および実験を行って検討した。

得られた主な結果は次のとおりである。

(1) スリット溶接で生じる拘束応力・ひずみは、溶接金属が力学的剛性回復温度 T_m に冷却した時のスリット縁に生じるとじ込み量（固有収縮量）に直接的に依存する。この固有収縮量を、無限板に対する解析解と無限板を有限板に修正するために用いた有限要素法による解とを重ねることから、精度よく求める解析法を示した。

(2) 有限板への修正に用いた有限要素法による計算結果をもとにして、有限板への修正応力を解析的に計算する計算法を付録 2.1 に示した。この結果、スリット試験片の寸法、溶接条件等が決定されると、固有収縮量 S_T が有限要素法等を用いることなく、容易に計算できる。また、固有収縮量の定量的評価を容易にするため高精度の近似計算式を定式化した。

(3) 溶接金属に生じる拘束応力・ひずみは、上述の固有収縮量をスリット縁に負荷して、直接有限要素法などを用いて弾塑性解析を実施することから求めることも可能であるが、試験片寸法比 $B/l \geq 1.8$, $L/l \geq 2.0$ を満たせば、弾塑性解析を行うことなく、溶接金属に生じる拘束応力・ひずみを弾性、弾塑性および全長塑性の3つの場合に分類して解析的に求める計算法を示した。

(4) 解析的計算法から計算される固有収縮量は、極厚板の初層溶接に対しても妥当な結果を与えることを3次元熱弾性解析結果と比較検討することから確認した。したがって、解析的計算法から計算される固有収縮量 S_T をのど厚部分に強制変位として負荷し、3次元弾塑性解析することから、極厚板の溶接金属に生じる拘束応力・ひずみが3次元熱弾塑性解析することなく推定できる。

(5) スリットを有する極厚矩形板の初層溶接では、溶接金属はほとんどの場合スリット内全域で塑性化している考えられる。このような場合には、母板の板厚に比べてのど厚が小さいことの影響を考慮した拘束ひずみ（弾性および塑性拘束ひずみの和）を、3次元弾塑性解析することなしに解析的に簡単に求める計算法を示した。

(6) 解析的計算法から計算される溶接線直角方向の拘束応力・ひずみの精度を熱弾塑性解析結果および実験結果と比較検討し、計算法の妥当性を確認した。

付録 2.1 付加変形 ΔS_T の解析的計算法

2.3.2 項の解析 (C)で述べた無限板から有限板への修正によりスリット縁に生じる付加変形 ΔS_T は、有限要素法を用いて直接計算することもできるが、以下のように解析的に求めることができる。この解析手順は既に Fig.2-3' に示している。

〔解析 (A)〕 Fig. 2-3' (e) に示しているように、有限板周縁境界 ($x = \pm L/2$, $y = \pm B/2$) に生じた応力 $\{-\sigma_e\} + \{\sigma_s^a\}$ の逆符号応力をスリットのない矩形板周辺境界に負荷する。これによって、スリット縁に応力 ($\Delta\sigma_s - \Delta\sigma_s^a$) が生じる。

〔解析 (B)〕 解析 (A)でスリット縁の応力が求められた。この応力を、スリット縁に沿って解放したときに生じる変位が、 ΔS_T である (Fig.2-3' (f'))。

すなわち、解析 (A)と(B) の解を重畳すると、2.3.2 項解析 (C)で述べた ΔS_T が求まることになる (Fig.2-3' (d'))。

ところで、解析 (A)で述べたスリット縁の応力 ($\Delta\sigma_s - \Delta\sigma_s^a$) は、矩形板がある程度大きくなれば、Saint-Venant の原理から予想できるように、矩形板周縁境界に負荷した応力分布の形状には無関係に一定分布とみなせるようになる。計算結果より、スリット中央とスリット端の応力比が 0.9 以上を一定とみなせば、それを満たす試験片寸法比は： $B/l \geq 1.8$, $L/l \geq 2.0$ となる。この条件を満たせば、スリット縁に生じる変形 ΔS_T は一定荷重に対する有限板の拘束度 R_p (式 (1.17))を用いて、次式のように計算できる。

$$\begin{aligned}\Delta S_T &= (\Delta\sigma_s^a - \Delta\sigma_s) h/R_p(X) \\ &= \{2l/(1 - \beta_p)\} \{(\Delta\sigma_s^a - \Delta\sigma_s)/E\} \sqrt{1 - X^2} \quad (B/l \geq 1.8, L/l \geq 2.0) \quad (A2-1)\end{aligned}$$

上式は楕円形となる。

なお、 $\Delta\sigma_s^a$, $\Delta\sigma_s$ は有限要素法を用いて弾性解析を行えばただちに求まるが、 $\Delta\sigma_s^a$ の解析的計算法を付録 2.2 に示す。また、 $\Delta\sigma_s$ については付録 2.3 に示しているように、有限要素法を用いた解析結果に対して、最小二乗法を適用して定式化した。これらの結果から、 $\Delta\sigma_s^a$ は式 (A2-6)、 $\Delta\sigma_s$ は式 (A2-7) から求められるため、種々の試験片寸法および溶接条件等の変化に対して、式 (A2-1) から ΔS_T が簡単に計算できる。

付録 2.2 $\Delta \sigma_{\text{き}}$ の解析的計算法

1 章の付録 1.1 で述べたと同様の方法で $\Delta \sigma_{\text{き}}$ を求める。

まず、式 (2.3) から計算できる熱弾性応力 $\sigma_{\text{き}}^{\infty}$ を無限板のスリット縁に負荷したときの有限板への修正率、すなわち、 β_{T} を定義すると、有限板への修正によりスリット縁に生じるはね返り応力 $\Delta \sigma_{\text{き}}$ は、次式のようになる。

$$\Delta \sigma_{\text{き}}^{\text{a}} = \beta_{\text{T}} \sigma_{\text{き}}^{\infty} \quad (B/l \geq 1.8, L/l \geq 2.0) \quad (\text{A2-2})$$

上式の $\sigma_{\text{き}}^{\infty}$ は、無限板のスリット縁に生じた熱弾性応力 $\sigma_{\text{き}}^{\infty}$ のスリット中央の値である。

$$\sigma_{\text{き}}^{\infty} = \sigma_{\text{き}}^{\infty}(X=0) = \frac{2E}{\pi} \alpha(T_{\text{m}} - T_{\text{i}}) \frac{h_{\text{cr}}^{\text{i}}}{l} \left[1 - e^{-\frac{(\pi/4)(l/h_{\text{cr}}^{\text{i}})^2}{}} \right]$$

次に、上述のスリット中央 ($X=0$) における熱弾性応力 $\sigma_{\text{き}}^{\infty}$ と無限板のスリット縁に負荷した一定分布応力 p_0 が等しくなるような応力 σ ($= \sigma_{\text{き}}^{\infty} = p_0$) を考える。そして、 σ および p_0 をスリット縁に負荷したときの各荷重条件に対する有限板への修正率の比、すなわち、 $\beta_{\text{T}} / \beta_{\text{p}}$ (β_{p} : 無限板のスリット縁に p_0 を負荷したときの有限板への修正率) を有限要素法の解析結果をもとにして調べると、Fig.A2-1 に「●」印で示しているように B/l の値にかかわらずほぼ一定であり、 $h_{\text{cr}}^{\text{i}}/l$ のみの関数であった。よって、試験片寸法と入熱量の関数である h_{cr}^{i} とを次式に示すように分離して表す。

$$\beta_{\text{T}}(B/l, L/l, h_{\text{cr}}^{\text{i}}/l) = \beta_{\text{p}}(B/l, L/l) \cdot a(h_{\text{cr}}^{\text{i}}/l) \quad (\text{A2-3})$$

上記 2 つの荷重条件に対してスリット中央で $p_0 = \sigma_{\text{き}}^{\infty} = 1$ とした場合、無限板のスリット縁に生じるクイチガイの積分値を各々 A_{p} , A_{T} とすれば、 $A_{\text{T}} / A_{\text{p}}$ は $h_{\text{cr}}^{\text{i}}/l$ のみの関数となり近似的に次式の関係がなりたつ。

$$\beta_{\text{T}} / \beta_{\text{p}} = A_{\text{T}} / A_{\text{p}} = a(h_{\text{cr}}^{\text{i}}/l) \quad (\text{A2-4})$$

ここに、

$$A_{\text{T}} / A_{\text{p}} = \int_{-1}^1 S_{\text{T}}^{\infty}(X) dX / [2\alpha(T_{\text{m}} - T_{\text{i}}) h_{\text{cr}}^{\text{i}} \{ 1 - e^{-\frac{(\pi/4)(l/h_{\text{cr}}^{\text{i}})^2}{}} \}]$$

$$A_{\text{p}} = \pi l^2 / (2E)$$

このようにして、 $\beta_{\text{T}} / \beta_{\text{p}}$ を推定したものが Fig.A2-1 の実線であり、有限要素法を適用して求めた結果とよく一致することがわかる (図中の $\beta_{\text{so}} / \beta_{\text{p}}$ は、1 章で述べた一定変位および一定荷重をスリット縁に負荷した時の有限板への修正率の関係を示したものである)。

以上から、 $\Delta \sigma_{\text{き}}$ は種々の試験片寸法および入熱量等の変化に対して、有限要素法を用いるこ

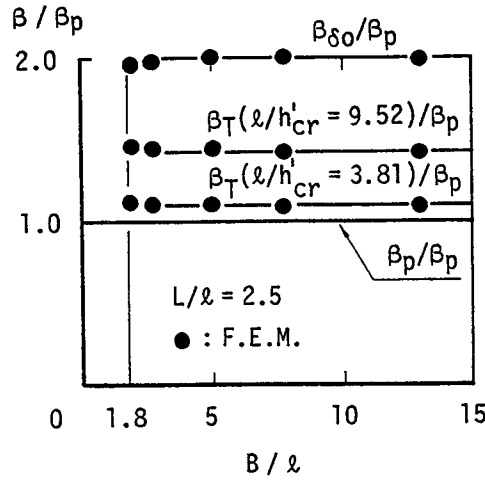


Fig. A2-1 Effect of geometrical shape on correction factor: β_T

となしに次式から簡単に求めることができる。

$$\Delta \sigma_s^a = \beta_p (A_T/A_p) \sigma_{s0}^\infty = \beta_p (E/\pi l) \int_{-1}^1 S_T^\infty dx \quad (B/l \geq 1.8, L/l \geq 2.0) \quad (A2-5)$$

ここに、

$$A_T/A_p = a(l/h'_{cr}) = 2 - 1.5649/(l/h'_{cr})^{0.4694} \quad [l/h'_{cr} \geq 1] \quad (A2-6)$$

付録 2.3 $\Delta \sigma_s$ の定式化

2.3.2 項解析 (A)で述べたように、無限板に式 (2.1)の温度分布を与えることによって矩形板の周縁境界に生じた熱弾性応力 $\{-\sigma_e\}$ の符号を変え、周縁境界に負荷することからスリット縁上に生じる有限板への修正応力 $\Delta \sigma_s$ (例えば、Fig.2-3' (e)) を有限要素法を用いて求めた。有限板への修正応力 $\Delta \sigma_s$ の解析結果を Fig.A2-2 に示す。

$\Delta \sigma_s$ の定量的評価を容易にするため、 $B/l \geq 1.8$, $L/l \geq 2.0$ を満たす領域で有限要素解に対し、最小二乗法を用いて定式化した。すなわち、

$$\Delta \sigma_s = c_1 \cdot [(E/\pi) \{ \alpha(T_m - T_i) h'_{cr}/l \}] \quad (A2-7)$$

ここに、

$$\begin{aligned} c_1 &= 1.25/(L/l)^{2.15} & [2 \leq L/l < 0.9675(B/l)^{0.8186}] \\ c_1 &= 1.36/(B/l)^{1.76} & [L/l \geq 0.9675(B/l)^{0.8186}] \end{aligned}$$

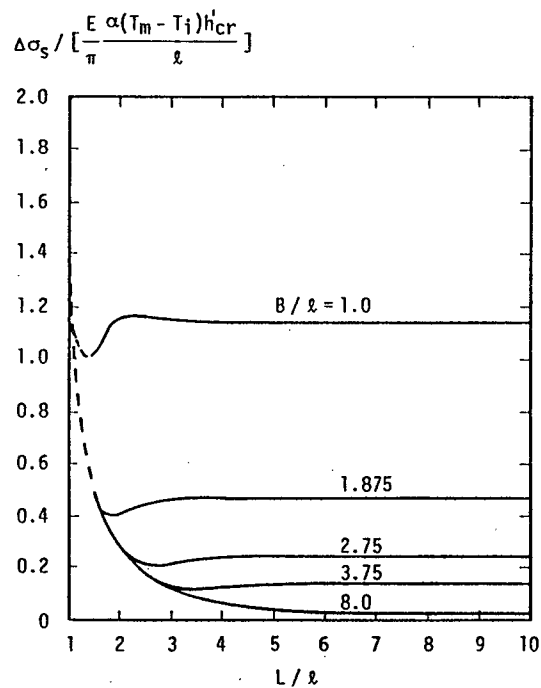


Fig. A2-2 Correction stresses: $\Delta\sigma_s$ for finite plate

付録 2.4 溶接金属の一部が塑性化した場合の母板の弾性変形量 S_e の解析的計算法

2.4.2 項で解析的に求めた溶接金属に生じる弾塑性応力 σ_w (式 (2.13), (2.14)) を、スリットを有する矩形板のスリット縁に負荷したときにスリット縁上に生じる変形が S_e である。この S_e を解析的に求める。解析手順を Fig.A2-3 に示す。なお、ここでは解析手順の詳細は省略し、各手順の結果のみ示すことにする。

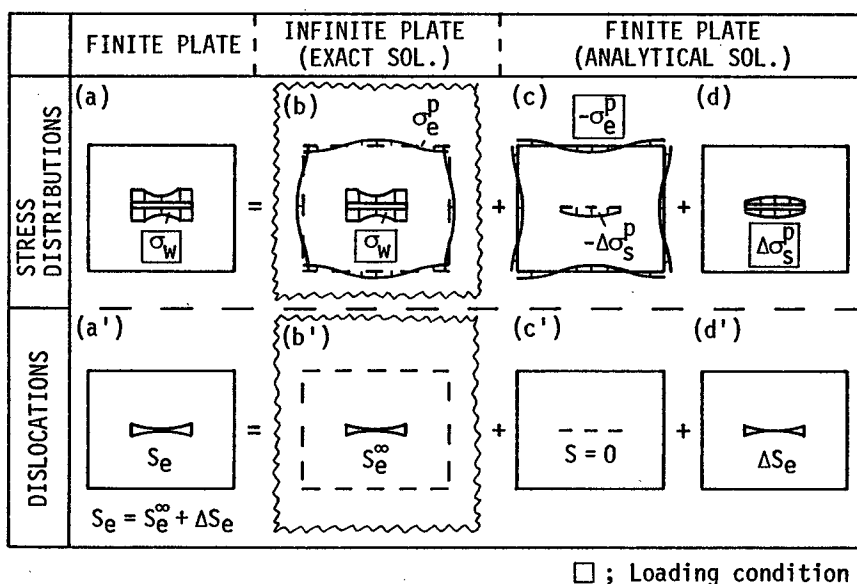


Fig. A2-3 Procedure for calculation of elastic deformation: S_e

〔解析 (A)〕 スリットを有する無限板のスリット縁に、上述の弾塑性応力 σ_w を負荷する (Fig. A2-3(b))。これにより、無限板の任意の位置に応力が生じる。この応力が $\{\sigma^P\}$ であり、スリット縁に生じる変形が S_e^∞ である (Fig. A2-3(b'))。 S_e^∞ は式 (2.4)において、 σ_s^∞ の代りに $(h_w/h)\sigma_w$ (式 (2.13), (2.14)) を用いることから解析的に求まる。

〔解析 (B)〕 上述の $\{\sigma^P\}$ に、矩形板の周縁境界： $x = \pm L/2$ ， $y = \pm B/2$ を代入すると、矩形板の自由境界周縁に相当する位置に生じている応力 $\{\sigma_s^P\}$ が求まる。この応力 $\{\sigma_s^P\}$ をスリットのない矩形板の自由境界周縁に逆向きに負荷する。結果として、スリット縁に応力 $-\Delta\sigma_s^P$ が生じる (Fig. A2-3 (c))。この応力は、付録 2.2 で述べたと同様、解析 (A)で求めた S_e^∞ を式 (A2-5) の S_e^∞ の代りに用いることから解析的に求まる。

$$\Delta\sigma_s^P = \beta_p(E/\pi l) \int_{-1}^1 S_e^\infty dx \quad (B/l \geq 1.8, L/l \geq 2.0) \quad (A2-8)$$

〔解析 (C)〕 スリットのある矩形板のスリット縁に解析 (B)で求めた応力 $-\Delta\sigma_s^P$ の符号を変え、スリット縁に負荷する (Fig. A2-3 (d))。これにより、スリット縁に変位 ΔS_e が生じる (Fig. A2-3(d'))。上述の $\Delta\sigma_s^P$ は、 $B/l \geq 1.8$ ， $L/l \geq 2.0$ を満たせばスリット縁に沿ってほぼ一定となるため、 ΔS_e は次式から求まる。

$$\Delta S_e = \Delta\sigma_s^P h/R_p(X) \quad (B/l \geq 1.8, L/l \geq 2.0) \quad (A2-9)$$

以上、解析 (A)，(B) および (C) を重畳すると矩形板の自由周縁境界条件は全て満足しており、結果としてスリット縁に生じる変位 S_e (Fig. A2-3(a'))が次式のように求まる。

$$S_e = S_e^\infty + \Delta S_e \quad (A2-10)$$

付録 2.5 固有収縮量 S_T の近似計算式

スリット溶接で生じる拘束応力・ひずみの直接的生成源である固有収縮量 S_T の定量的評価を容易にするため、最小二乗法を用いて精度の高い定式化を行った。 S_T は無限板のスリット縁に生じる熱変形 S_T^∞ (解析解)と無限板を有限板に修正することによってスリット縁に生じる付加変形 ΔS_T との和として求まることは 2.3 節で述べた。すなわち、

$$S_T = S_T^\infty + \Delta S_T \quad (2-6)$$

上式の右辺第 1 項、 S_T^∞ は次式のように定式化される。

$$S_T^\infty = S_{T0}^\infty (1 - \chi^{m_1})^{m_2} \quad [\ell/h_{cr}' \geq 3] \quad (A2-11)$$

ここに、

$$S_{T0}^\infty = S_T^\infty(\chi=0) = 2\alpha(T_m - T_i)h_{cr}'[1 - 0.68/(\ell/h_{cr}')^{0.6258}]$$

$$m_1 = 6.9116 e^{-3.3271/(\ell/h_{cr}')}$$

$$m_2 = 0.63 - 0.5754 e^{-19.5708/(\ell/h_{cr}')}$$

また、 ΔS_T は矩形板の板境界から熱反射の影響が無視できる大きさ：

$$B/\ell \geq 2(h_{cr}'/\ell), L/\ell \geq 1 + 2(h_{cr}'/\ell) \quad \text{および} \quad B/\ell \geq 1.875, L/\ell \geq 2.0$$

を満たせば次式のように定式化される。

$$\Delta S_T = 0.6366 \alpha(T_m - T_i)h_{cr}'(c_2 - c_1)\sqrt{1 - \chi^2}/(1 - \beta_p) \quad (A2-12)$$

ここに、

c_1 : 式 (A2-7)

$$c_2 = 2\beta_p[1 - e^{-(\pi/4)(\ell/h_{cr}')^2}] [2 - 1.5649/(\ell/h_{cr}')^{0.4694}] \quad [\ell/h_{cr}' \geq 1] \quad (A2-13)$$

これらの式を用いて計算される固有収縮量 S_T は、スリット縁に沿う分布、大きさともに最大誤差 $\pm 5\%$ 以内で簡単に計算できる。

第3章 相変態の力学的取扱いと拘束応力・ひずみの解析的計算理論の拡張

3.1 緒言

近年、溶接構造物は大型化の傾向にあり、同時に使用板厚の増大をもたらしている。鋼構造物が大型化するにつれ、構造物の軽量化・省資源化が重要な問題となっている。これらの要求に対し、強度レベルの比較的高い各種高張力鋼が海洋、陸上に限らず鋼構造物に多用されるようになってきた。このため、各種高張力鋼の溶接継手に生じる残留応力を精度よく予測することが要求される。

一方、各種高張力鋼や9%Ni鋼などは温度冷却過程の相変態が比較的低温で生じかつ変態膨張ひずみも大きく、相変態が溶接変形・残留応力に大きく影響するため、相変態の影響を考慮して溶接変形・残留応力を評価することの重要性が既に示されている[2]。

以後、この種の問題に対し多くの研究がなされてきているが、相変態領域における機械的性質の力学的取扱いおよび拘束応力の発生過程に関してはいまだ不明な点も多い[16, 17]。

前章では、温度冷却過程の相変態が比較的高温で生じる鋼材（軟鋼、50キロ級高張力鋼等）あるいは、Al合金、オーステナイト系ステンレス鋼のように相変態しない鋼材を対象として、溶接金属に生じる拘束応力・ひずみの解析的計算法を展開すると共に、熱弾塑性解析および実験を行い、解析的計算結果の妥当性を確認した。

本章では、相変態の影響が顕著である鋼材の溶接継手に生じる拘束応力・ひずみについて一連の実験と有限要素法を用いた熱弾塑性解析を行う。これらを総合的に検討することから、相変態領域における機械的性質の力学的取扱いおよび拘束応力の発生過程を明らかにする。さらに、前章で展開したスリット溶接継手の溶接金属に生じる拘束応力・ひずみの解析的計算法を相変態の影響が顕著である鋼材に対しても適用できるよう、前述の相変態領域に対する研究成果をもとに、理論を拡張する。また、実験および熱弾塑性解析結果と比較検討し、その有用性を確認する。

3.2 相変態領域における機械的性質の力学的取扱いと拘束応力の発生過程

ここでは、相変態に伴う変態膨張の影響が比較的顕著な市販の高張力鋼（供試材（HT80）の化学成分を Table 3-1 に示す）を用いて、種々の実験および熱弾塑性解析を行う。これらの結果を総合的に検討し、相変態の影響を理論解析に考慮する際の機械的性質の力学的取扱いを明確にする。また、相変態領域をも含めて拘束応力の発生過程を明らかにする。

なお、溶接継手に生じる残留応力・ひずみ分布は母材と溶加材の材質の影響を受けるが、一般の継手では、溶接残留応力に及ぼす材質の影響は母材の方が溶加材に比べてより顕著であることが報告されている [18]。解析の単純化のため、ここでは、母材の材料特性のみ対象として溶加材も母材と同じ取扱いをする。

Table 3-1 Chemical compositions of base metal and weld metal

	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Ni	Mo	V	B
Base Metal	0.11	0.30	0.81	0.010	0.004	0.19	0.51	1.10	0.47	0.03	0.0015
Weld Metal	0.06	0.58	1.18	—	—	—	1.38	0.38	0.49	—	—

3.2.1 相変態領域の決定および機械的性質の計測

溶接熱履歴再現装置を用いて加熱、冷却速度を種々変化させ、供試材の熱膨張履歴を計測した。計測結果から相変態開始温度および終了温度を決定すると共に、相変態膨張ひずみの大きさならびに温度 T における線膨張係数（以下、瞬間線膨張係数と称す。）を決定する。また、加熱・冷却制御機能を利用し、供試材を所定温度に加熱後、冷却速度を種々変化させて引張試験を行い、弾性係数および降伏応力を計測する。

(1) 相変態開始・終了温度の決定および相変態膨張ひずみの計測

加熱、冷却過程における供試材の相変態開始および終了点は、熱膨張履歴を模式的に描いた Fig. 3-1 に示すように決定した。すなわち、図の S_h および F_h を加熱過程における相変態開始点、終了点とし、 S_c 、 F_c を冷却過程における相変態開始点、終了点とした。これらの点に対応する温度の計測結果を Fig. 3-2 に示す。加熱過程における相変態開始温度 T_{hs} および終了温度 T_{hf} は、加熱速度にはあまり依存せず、ほぼ一定値となる。しかし、冷却過程における相変態開始温度 T_{cs} および終了温度 T_{cf} は冷却速度（800 °C から 300 °C までの冷却速度を

加熱速度、冷却速度を種々変化させて加熱過程および冷却過程の相変態膨張ひずみの計測結果を Fig. 3-3 に示す。加熱、冷却過程の相変態膨張ひずみは加熱、冷却速度に依存せず、各々の過程でほぼ一定値であった。

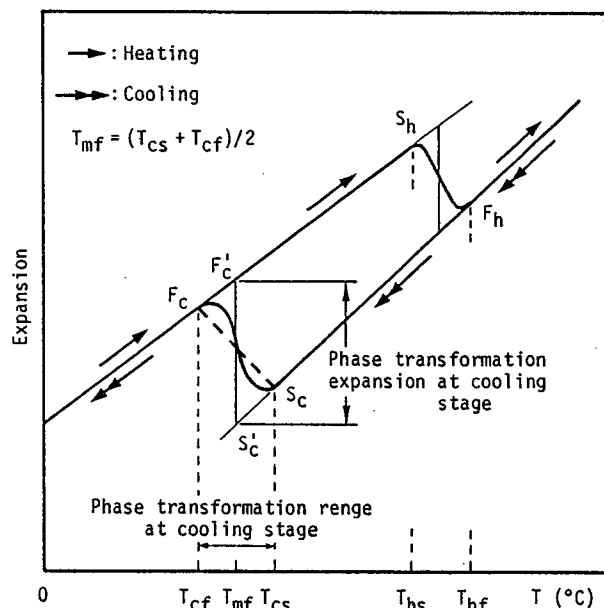


Fig. 3-1 Schematic representation of temperature expansion relation including phase transformation

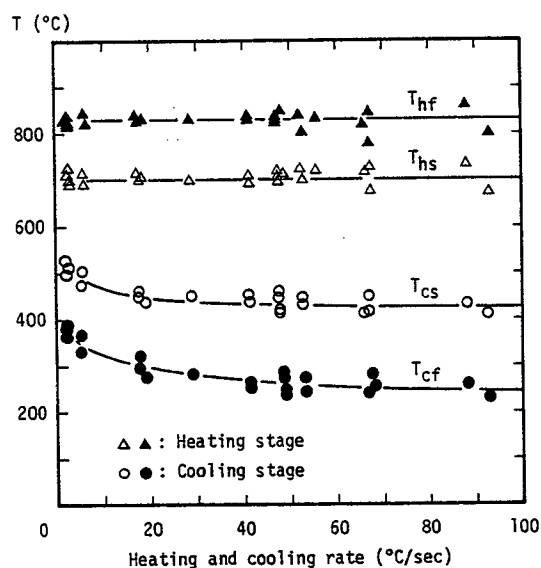


Fig. 3-2 Relation between heating (cooling) rate and phase transformation temperature

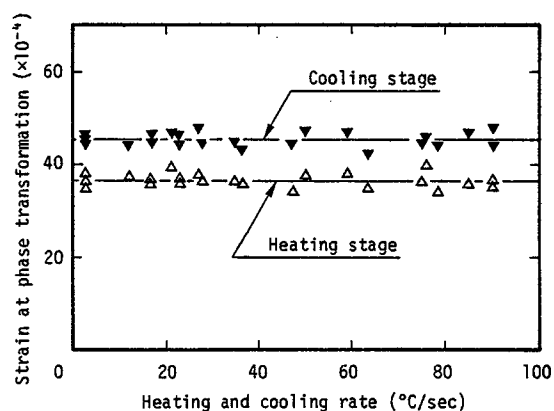


Fig. 3-3 Relation between heating (cooling) rate and phase transformation strain

(2) 機械的性質の計測

加熱および冷却過程における供試材の瞬間線膨張係数 (α)、弾性係数 (E) および降伏応力 (σ_Y) の計測結果を Fig. 3-4 に示す。加熱過程の σ_Y に注目すると、温度 $T=700^\circ\text{C}$ における実測値は室温の値に比べて小さく、 700°C を材料の力学的剛性回復温度 T_m とする。このため、 700°C およびそれ以上の温度領域では材料の弾性係数 E および降伏応力 σ_Y は零として取扱う。また、加熱過程における機械的性質は、Fig. 3-4 に示すように実測値を直線で理想化した。

冷却過程では、変態開始温度 T_{cs} まで E の実測値は加熱過程と同じであるが、 σ_Y 、 α は加熱過程と異なる。変態領域に対しても計測を試みたが、 E 、 σ_Y 、 α 共に信頼できる結果は得られなかった。変態終了温度 T_{cf} から室温までの実測値を直線で理想化した E 、 σ_Y 、 α は加熱過程と同じであった。なお、 α の計測結果によれば、高温域から変態開始温度 T_{cs} までは冷

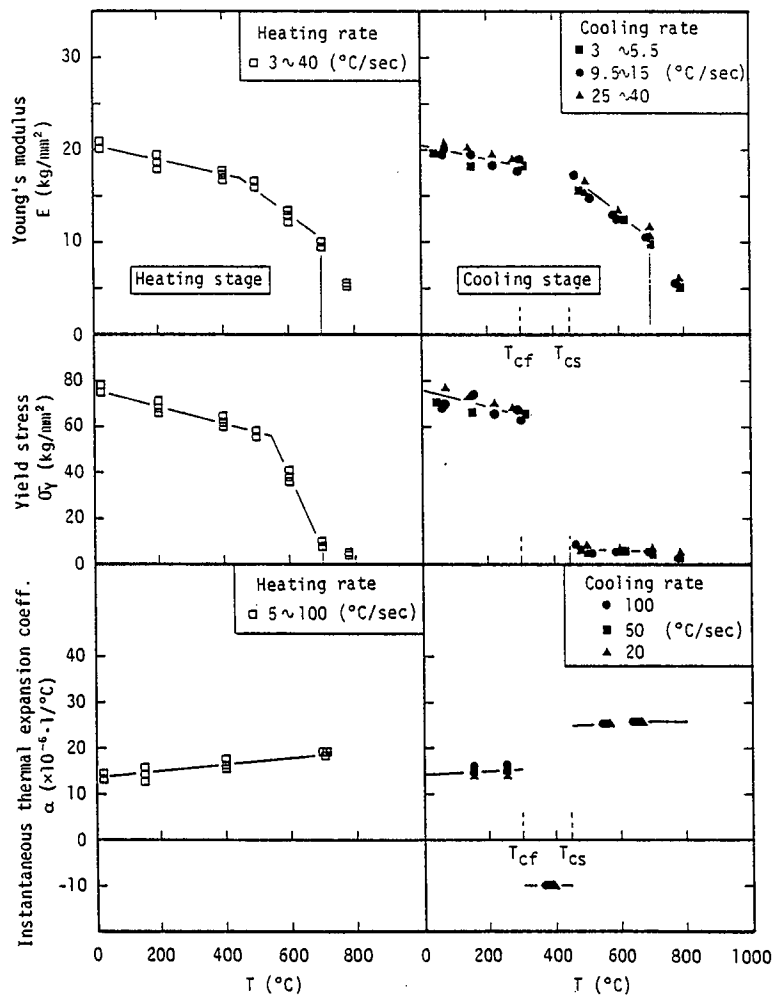


Fig. 3-4 Temperature dependency of mechanical properties (E , σ_Y and α)

却速度に依存しないが、終了温度 T_{cf} から室温までの温度域では冷却速度にやや依存するようである。

3.2.2 相変態領域における諸機械的性質の理想化

相変態領域の機械的性質は直接計測できなかった。このため、相変態領域における機械的性質の温度依存性を種々理想化し、これを用いて熱弾塑性解析を行い、後述の R R C 試験（完全拘束割れ試験）およびスリット溶接試験をシミュレーションする。その結果をもとに、相変態領域の機械的性質を推定する。機械的性質の温度依存性に対する理想化を以下に述べるが、その組合せを Table 3-2 に模式的に示す。

Table 3-2 Idealization of mechanical properties of HT-80 and models for theoretical analysis

		Thermal expansion coefficient $\alpha(1/^{\circ}\text{C})$	Young's modulus $E(\text{kg/mm}^2)$	Yield strength $\sigma_y(\text{kg/mm}^2)$
Base metal	M1 ~ M5			
	M1	→ Heating stage → Cooling stage		
	M2			
	M3			
	M4			
	M5			

(1) 温度冷却過程における弾性係数 E の温度依存性に対する理想化

弾性係数については温度履歴と共に変化する値を、モデルM1からM5までの5種類の理想化を行った (Table 3-2)。力学的剛性回復温度 T_m から変態終了温度 T_{cf} までを以下に述べるように理想化するが、 T_{cf} から室温までは、モデルM1～M5共に E の実測値を直線で理想化した (Fig. 3-4)。

モデルM1： T_m と変態開始温度 T_{cs} 間は、実測値を直線で理想化したもので温度上昇時と同じであるが、相変態領域の T_{cs} と T_{cf} 間でも温度上昇時と同じとする。

モデルM2： T_m と T_{cs} 間は温度上昇時と同じであるが、 T_{cs} で一旦零となり、そこから T_{cf} まで線形に回復する (後述の変態超塑性現象を理想化したモデル) とした。

モデルM3：モデルM2を単純化し、 T_m と T_{cs} 間は零とする。そして、 T_{cs} と T_{cf} 間で線形に回復するとした。

モデルM4： T_m と T_{cf} 間は零とする。そして、 T_{cf} で瞬間的に回復するとした。

モデルM5：モデルM1と同じとする。

以後、弾性係数に対するモデルM1～M5を、そのまま機械的性質の温度依存性を理想化した種々の組合せに対するモデルの呼称として用いる。

(2) 温度冷却過程における降伏応力 σ_Y の温度依存性に対する理想化

いずれのモデルに対しても、 T_m から変態終了温度 T_{cf} までを理想化するが、 T_{cf} から室温までは σ_Y の実測値を直線で理想化した。

モデルM1およびM5： T_m から変態開始温度 T_{cs} までは σ_Y の実測値を直線で理想化し、相変態領域では T_{cs} から終了温度 T_{cf} までの間に線形に回復するとした。

モデルM2： T_m から T_{cs} まではモデルM1と同じであるが、 T_{cs} で σ_Y を一旦零として、相変態領域の T_{cs} から T_{cf} までの間に線形に回復するとした (後述の変態超塑性現象を理想化したモデル)。

モデルM3：モデルM2を単純化したものであり、 T_m から T_{cs} まで σ_Y を零とし、相変態領域では T_{cs} から T_{cf} までの間に線形に回復するとした。

モデルM4： T_m から T_{cf} まで零とし、 T_{cf} において瞬間的に σ_Y が回復するとした。

(3) 温度冷却過程における瞬間線膨張係数 α に対する理想化

瞬間線膨張係数 α は Fig. 3-1 に示しているように、温度・伸び曲線の計測結果をもとに、

変態終了温度 T_{cf} 以下の温度では温度・伸び曲線は温度上昇時と同じであると理想化して決定した。このようにして決定した α を直線で理想化して、モデル M1～M5 の T_{cf} 以下の温度域で用いた。その他の温度域では、下記のように理想化した。

モデル M1～M4 : T_m (700 °C) から変態開始温度 T_{cs} までは実測値を直線で理想化し、700 °C 以上の温度領域では 700 °C の値を一定とした。また、相変態領域では T_{cs} (Fig. 3-1 の S_c 点) と T_{cf} (F_c 点) とを直線で理想化して α を決定 (理想化して求めた α を Fig. 3-4 の相変態領域に示している。) し、これを変態領域で一定とした。

モデル M5 : 変態膨張がほとんど生じないとしたモデルであり、高温域から T_{cs} まではモデル M1～M4 と同じであるが、 T_{cs} から室温までは、温度上昇時の α に一致するとした。

3.2.3 実験および熱弾塑性解析による実験のシミュレーション

ここではまず、RRC 試験を行う。次に、前述の相変態領域で種々理想化した機械的性質の温度依存性を用いて熱弾塑性解析を行い、RRC 試験をシミュレーションする。また、スリット溶接試験片に対しても解析ならびに溶接残留応力を計測する。そして、これらの結果から相変態領域で種々理想化した機械的性質の妥当性を検討する。

(1) RRC 試験 (完全拘束割れ試験)

RRC 試験では被覆アーク溶接を用いた。そして、溶接割れによる拘束力の弛緩がないことを確認した。

RRC 試験では反力を計測し、これをのど厚 (実測値) で除すことから溶接金属部の平均拘束応力を求めた。過渡および残留平均拘束応力を Fig. 3-5 に種々の記号で示す。図中には溶接金属の温度計測結果も示している。

次に、前述の理想化した種々の機械的性質の組合せを用いて、有限要素法による熱弾塑性解析を行う。応力解析に先立ち、三角形差分法を用いて温度解析を行った (温度解析で用いた物理定数の温度依存性は前章の Fig. 2-8 である)。温度解析結果および実測結果を Fig. 3-6 に示す。両者はよく一致している。この温度を用いて応力解析を行った。過渡および残留応力を Fig. 3-5 に示す。

変態膨張を考慮したモデル M1～M4、いずれの場合もおおむね実験結果を再現している。

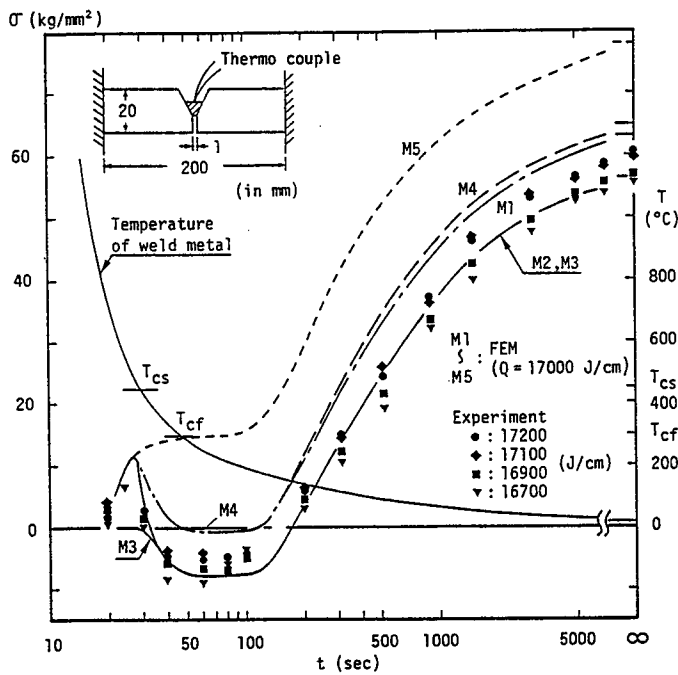


Fig. 3-5 Transient stresses and residual stresses of RRC test (HT-80)

中でも、モデルM2とこれを単純化したモデルM3が実験結果とよい一致を示している。あえて変態膨張を考慮しなかったモデル（モデルM5）と比較すれば、拘束応力発生過程における初期段階の現象は、相変態に伴う変態膨張の影響であることが理解できる（ Fig. 3-5 ）。

(2) スリット溶接試験

実験はRRC試験と同じ鋼材を用いた。試験片の寸法、形状および座標系を Fig. 3-7 に示

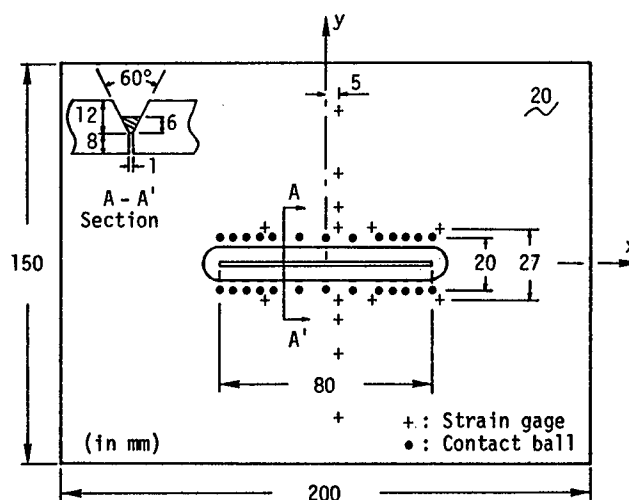


Fig. 3-7 Slit weld specimen and location of strain gages and contact balls

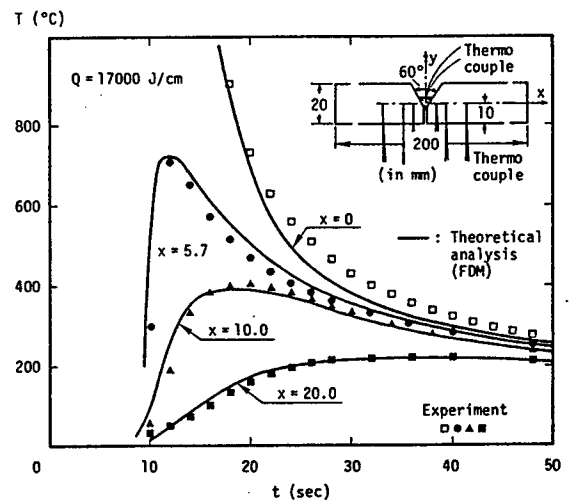


Fig. 3-6 Temperature histories of RRC-test (HT-80)

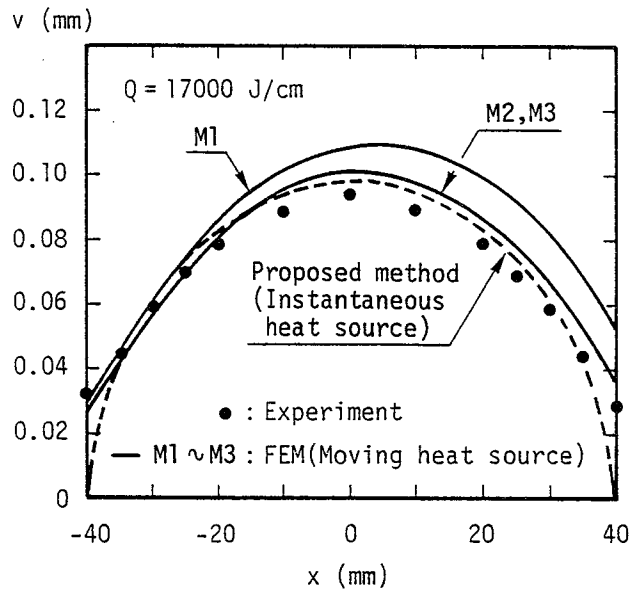


Fig. 3-8 Inherent shrinkages along slit (HT-80)

す。ここではMIG溶接を用い、入熱量 Q は 17000 J/cm である。

溶接終了後、溶接線をはさむ標点距離 $d = 20 \text{ mm}$ の表裏面に、コンタクトボールを打込み (Fig. 3-7 の「●」印)、溶接部をスリット状に切断して、溶接金属に生じている拘束応力を解放し、スリット縁に生じたクイチガイ量を計測した。表裏の平均値の $1/2$ を Fig. 3-8 に「●」印で示す。また、溶接終了後、母板の表裏面に2軸ゲージを貼付 (Fig. 3-7 の「+」印) し、応力弛緩法によって、表裏および上下の平均値として残留応力を計測した。溶接線中央 ($y = 0$) から、 $y = 13.5 \text{ mm}$ 離れた線上の溶接線方向残留応力 σ_x および溶接線直角方向残留応力 σ_y の計測結果を Fig. 3-9 に「●」印で示す。同様に、 $x = 5 \text{ mm}$ の y 軸に沿う残留応力 σ_x , σ_y の計測結果を Fig.3-10 に「●」印で示す。

一方、前述のモデルM1, M2およびM3に対し、熱源の移動効果を考慮して熱弾塑性解析を行った。 $y = 10 \text{ mm}$ の位置に生じた変位の解析結果を Fig. 3-8 に実線で示す。また、溶接線から $y = 13.5 \text{ mm}$ 離れた線上の残留応力分布の解析結果を Fig. 3-9 に、 $x = 5 \text{ mm}$ の y 軸に沿う残留応力分布の解析結果を Fig.3-10 に実線で示す。

この場合も、RRC試験結果と同様、モデルM1, M2およびM3ともに実験結果をよく再現しているが、中でも、モデルM2およびこれを単純化したモデルM3が実験結果とよく一致している。

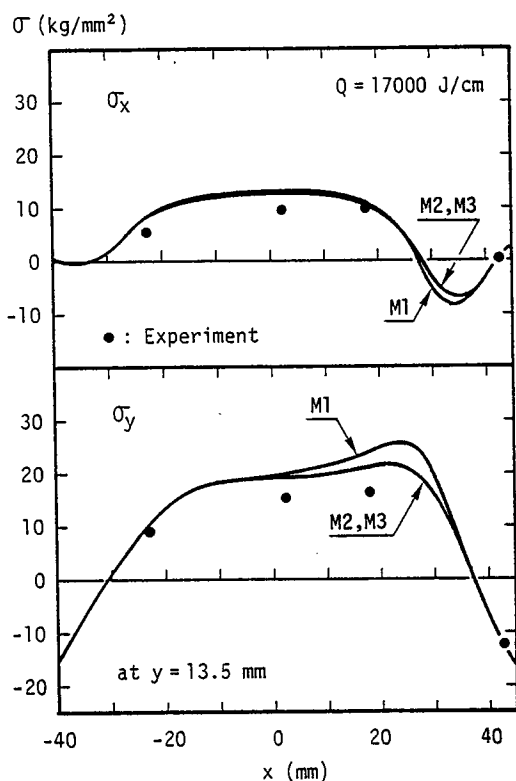


Fig. 3-9 Welding residual stresses, σ_x and σ_y along x-axis of slit specimen (HT-80)

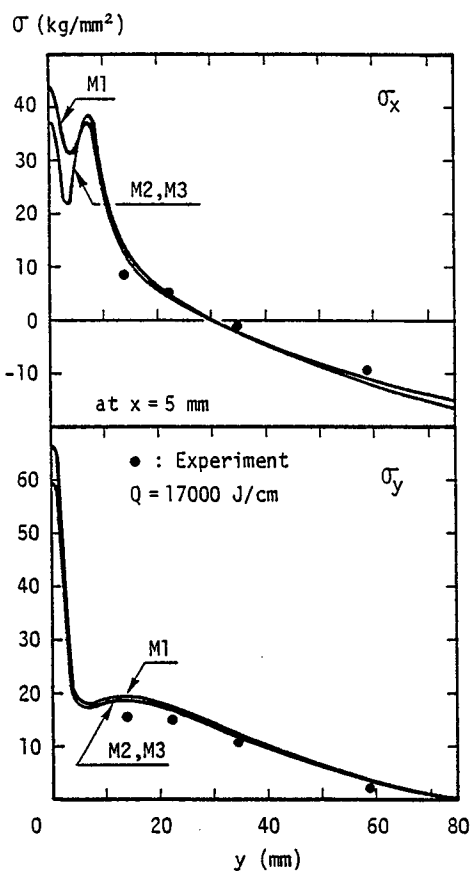


Fig. 3-10 Welding residual stresses, σ_x and σ_y along y-axis of slit specimen (HT-80)

3.2.4 拘束応力の発生過程に対する考察および機械的性質の力学的取扱い

ここでは、RRC試験およびそれに対する熱弾塑性解析結果を詳細に検討し、拘束応力・ひずみの発生過程を考察すると共に、相変態領域に対する機械的性質の力学的取扱いを明確にする。

RRC試験結果 (Fig. 3-5) によれば、拘束応力の発生過程はこれまでの研究 [1~4] が示すように、次の4つの段階が確認できる。

第1段階：小さい引張応力が生じる。これは、溶接により開先面に生じる局所的な熱膨張が温度冷却と平均化に伴い元の開先形状に戻ろうとする時、既に剛性を回復している溶接金属がこの戻りに抵抗するためである。

第2段階：平均拘束応力が引張から圧縮応力に転じる（後述するが、これは変態超塑性および変態膨張による影響である）。

第3段階：応力変化がない。これは、母材の標点距離間を溶接熱が伝導している間、試験片の保有熱量は一定であり、標点距離間で伸縮がほぼ停滞するためである。

第4段階：平均拘束応力が急増して、室温で残留応力となる。標点距離外に溶接熱が伝導することから収縮が始まるが、溶接金属がこれに抵抗するため、応力が急増し室温で残留応力となる。

このような挙動の中で、本実験に供した鋼材（HT80）の場合、第2段階の現れる時期は相変態開始温度 T_{cs} および第3段階の開始時期は相変態終了温度 T_{cf} に一致（Fig. 3-5）している。

また、熱弾塑性解析結果によれば、相変態領域で剛性（ E ）を有するとしたモデルM1は、変態膨張の影響を直接受けて拘束応力が大きく低下するが、圧縮応力を生じるまでには至っていない。したがって、このモデルは実際の挙動を忠実にシミュレーションしているとはいえない。

相変態領域では、変態膨張のほかに“変態が発生・進行しているとき、小さな引張応力が作用すると、著しい強度の低下と共に異常延性が生じる”ことが、変態超塑性に関する研究で知られている[19]。このことを現象のモデル化に取入れる必要がある。

変態超塑性現象を考慮したのがモデルM2である。モデルM2では、強度の低下を理想化して相変態開始温度 T_{cs} でヤング率（ E ）と降伏応力（ σ_Y ）を零とした。すなわち、 T_{cs} に冷却するまでに生じた拘束応力が変態超塑性（異常延性）により全て弛緩するとした。そして、変態膨張が生じると共に変態領域で剛性が徐々（線形）に回復するとした。このように理想化したモデルM2は、拘束応力発生 の全過程を通して実験結果を最もよく再現している。また、モデルM2をさらに単純化し、変態開始温度 T_{cs} に冷却するまで剛性（ E ）を有さないとしたモデルM3は、 T_{cs} 以後の履歴はモデルM2と同じである。

モデルM4に関しては、変態終了温度 T_{cf} まで材料が剛性を有さず、 T_{cf} で瞬間的に剛性を回復すると仮定したため、変態膨張に伴う圧縮応力が生じず残留応力がモデルM2、M3に比べて大きくなっている。そして、モデルM1と非常に近い結果を示している。

以上のことから、拘束応力の発生過程を推定すると、変態以前に生成された引張拘束応力（第1段階）が、変態の発生・進行に伴い作用応力として働くことから変態超塑性現象、すなわち、著しい強度の低下と異常延性を誘起する。この変態超塑性現象により、それ以前に生成した拘束応力を一旦弛緩する（第2段階）。同時に、変態膨張による圧縮応力を生成する。そして、標点距離外に溶接熱が伝導するまで応力が停滞（第3段階）し、第4段階に入り、室温

で残留応力となる。

厳密には、軟鋼でも第2段階の現象は確認される。しかし、一般の軟鋼では第1→3→4段階といった履歴をたどるように見える[4]。これは、温度冷却過程の相変態が力学的剛性回復温度近傍あるいはそれ以上の高温で生じかつ変態膨張量も小さいので、結果として第2段階の現象が鮮明に現れないためである。

以上、変態領域における機械的性質の力学的取扱いとしては、変態時の変態超塑性現象により延性は高いが強度が著しく低下する現象を理想化したモデルM2と、これを単純化したモデルM3に代表されるように、強度の低下と異常延性により変態以前に生成された拘束応力が一旦弛緩されるとし、それ以後に変態膨張が生じると考えて取扱うのがよいことが明らかになった。また、継手に生じる溶接残留応力のみ必要とする場合には、モデルM4に代表されるように相変態終了温度に冷却するまで、溶接金属および熱影響部は剛性を有しないと仮定して解析を行ってもおおむね実験結果を再現する。これが、文献[16]に示されているように、相変態温度に冷却するまで溶接金属は剛性を有しないと仮定して行った熱弾塑性解析結果と実験結果とがよい一致を示した理論的背景になっていると考えられる。

3.2.5 拘束応力・ひずみの生成機構

これまでの研究結果から、相変態の影響が顕著である鋼材をも含めて溶接継手に生じる拘束応力・ひずみの生成機構が次のように整理できる。機構の模式図を Fig.3-11 に示す。

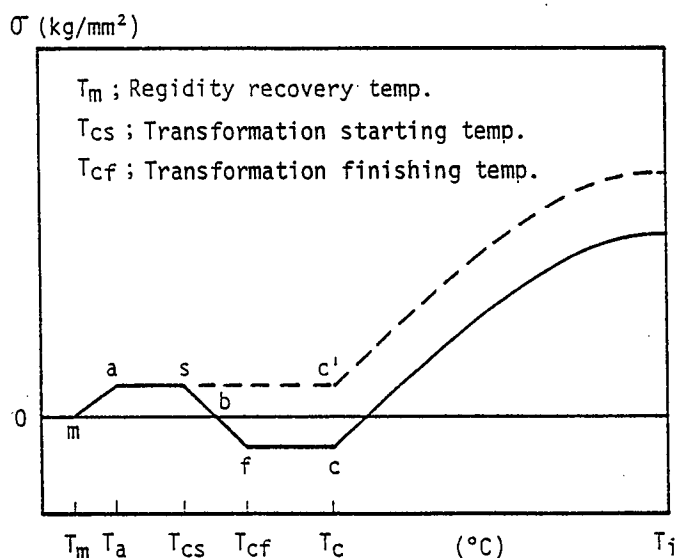


Fig. 3-11 Schematic representation of mechanism of production of residual stress

溶接継手が力学的剛性回復温度 T_m から冷却すると、引張拘束応力が発生する ($m \rightarrow a$)。ここで、相変態が生じない、あるいは T_m 以上の高温で生じる鋼材では、与えられた溶接熱量が試験片の標点距離外に伝導する T_c まで拘束応力は停滞 ($a \rightarrow s \rightarrow c'$) し、 T_c 近傍から拘束応力は急増して、 T_i で残留応力となる (例えば、軟鋼がこれに対応する)。

他方、 T_{cs} で相変態が開始すると、超塑性により鋼材の強度が低下することから、まず、拘束応力の弛緩 ($s \rightarrow b$) が起り、それと同時に、変態膨張により圧縮の拘束応力 ($b \rightarrow f$) が生じる。変態終了温度 T_{cf} から T_c までは、前述と同様応力は停滞 ($f \rightarrow c$) し、 T_c 近傍から拘束応力は急増して、 T_i で残留応力となる。この場合、変態開始温度 T_{cs} が T_a に近ければ、応力が停滞する区間 ($a \rightarrow s$) はなくなるであろうし、 T_{cf} が T_c に近ければ、応力の停滞区間 ($f \rightarrow c$) も現れないと考えられる。したがって、力学的剛性回復温度 T_m 以下の温度で変態が生じる場合には、応力の停滞区間 ($a \rightarrow s \rightarrow c'$) は試験片の標点距離に依存するものと考えられる。また、変態の生じる温度によって、($s \rightarrow b \rightarrow f$) の線が高温側 (場合によっては T_m に冷却する以前に生じることもある) あるいは低温側にずれることから、拘束応力の発生過程が種々異なるものと考えられる。

3.3 固有収縮量に基づく拘束応力・ひずみの解析的計算理論の拡張

ここでは、前述の相変態時の力学挙動を基本として、2章で展開した拘束応力・ひずみの解析的計算法を相変態の影響が顕著である鋼材に対しても適用できるように、理論を拡張する。また、解析的計算結果を実験および熱弾塑性解析結果と比較検討することから、その妥当性を確認する。

3.3.1 相変態の影響が顕著である鋼材に対する解析的計算法の適用

溶接金属および熱影響部が温度冷却過程で相変態しない、あるいは、比較的高温域で相変態する (力学的剛性回復温度 T_m 近傍で相変態が生じるため、結果として残留応力にほとんど影響が現れない) 鋼材の場合、継手が T_m に冷却した時点でスリット縁に生じている母板の熱変形、すなわち、とじ込み量がスリット溶接で生じる拘束応力・ひずみの発生源である固有収縮量 S_T とみなすことができた (2章)。

一方、温度冷却過程の相変態が比較的低温になってから生じかつ変態膨張量も大きい鋼材では、 T_m 以下の温度冷却過程で生じ始めていた引張拘束応力が、変態超塑性現象により一旦弛

緩されると同時に、変態膨張によって圧縮拘束応力になることが明らかになった。

R R C 試験およびスリット溶接試験に対する熱弾塑性解析によるシミュレーションでは、モデル M3 が機械的性質の温度依存性を取扱うよいモデルのひとつであることがわかっている。このモデルに対する理想化は、変態開始温度 T_{cs} まで、材料の剛性は回復せず（弾性係数、降伏応力ともに零）、 T_{cs} から変態終了温度 T_{cf} の間で線形に元の機械的性質まで回復すると考えている。また、変態膨張は T_{cs} と T_{cf} 間で全部生じると仮定している。

これを基本として、解析的計算法にこれらの効果を考慮するため、上述の理想化をさらに次のように単純化する。

溶接金属が剛性を回復する温度 T_m を T_{cs} と T_{cf} との中間温度とする。また、相変態による全膨張量がこの温度で瞬間的に生じると考える。このように考えると、剛性が零のところで膨張が生じるので、解析には相変態に伴う膨張は無関係となる。すなわち、見掛の力学的剛性回復温度 T_{mf} を $(T_{cs} + T_{cf}) / 2$ とすることにより、 T_{mf} 以前に溶接金属および熱影響部に生じた拘束応力・ひずみは取扱わないことになる。この点が、高温から室温に冷却するまでの一連の弾塑性挙動の中で、溶接金属が相変態温度に冷却した瞬間一度に変態膨張が生じるとした文献 [17] の方法と大きく異なる。

この単純化により、2章で展開した解析的計算法の T_m を T_{mf} とするだけで、他の部分の取扱いをそのままにして拘束応力・ひずみが計算できることになる。

3.3.2 実験および熱弾塑性解析による妥当性の検討

前項で述べた解析的計算法の妥当性を検討するため、実験および熱弾塑性解析を行う。試験片および供試材は 3.2.3 項で用いたものと同じスリット溶接試験片であり、材料は HT80 である (Fig. 3-7)。

溶接金属に生じた拘束応力をスリット縁に沿って開放することにより、スリット縁に生じた変位（クイチガイ量の 1/2）の実験結果を Fig. 3-8 に「●」印で示している。同図中の破線は、2章で示した解析的計算式の T_m を T_{mf} として計算した拘束応力・ひずみの直接的生成源である固有収縮量の 1/2 である。溶接金属に弾性の拘束応力（残留応力）が生じる場合、前述のクイチガイ量と固有収縮量 S_T とが一致する（2章 2.6.2 項）。両者はよく一致しており、解析的計算法から計算される拘束応力・ひずみの直接的生成源である固有収縮量 S_T は、十分な精度を有するものと考えることができる。

また、溶接金属に生じる溶接線直角方向拘束応力の熱弾塑性解析結果（機械的性質の温度依

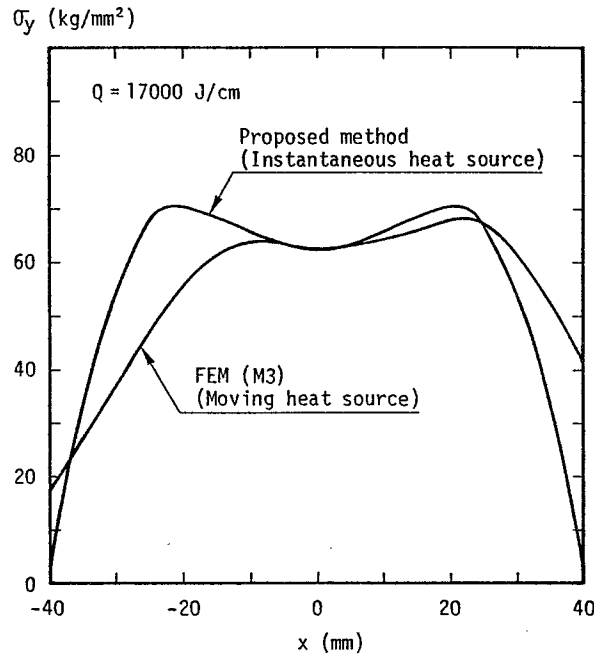


Fig. 3-12 Welding residual stress σ_y along slit (HT-80)

存性は前述のモデルM3を用い、溶接熱源の移動効果を考慮した解析結果)を Fig.3-12 に示す。解析的計算結果は熱弾塑性解析結果とよい対応を示している。

以上の結果から、相変態の影響が顕著である鋼材に対しても、溶接線直角方向の拘束応力・ひずみが解析的計算法を用いて精度よく推定できることが確認された。

3.4 結 言

本章では、高張力鋼 (HT80) の機械的性質を広い温度域で実測する一方、相変態領域の機械的性質を種々理想化して、RRC試験およびスリット溶接試験を熱弾塑性解析でシミュレーションした。これらの結果を総合的に検討することから、相変態領域における機械的性質の力学的取扱いおよび相変態の影響が顕著である鋼材をも含め、拘束応力の生成機構を明らかにした。さらに、これらの結果をもとに、前章で展開したスリット溶接継手に生じる拘束応力・ひずみの解析的計算法を、相変態の影響が顕著である鋼材に対しても適用できるよう、解析理論を拡張した。

得られた主な結果は次のとおりである。

(1) 相変態の影響が顕著である鋼材の拘束応力の生成機構を明確にし、Fig.3-11 の模式図で示した。

まず、変態以前に生成された引張拘束応力が変態の開始・進行中に作用応力として働くことから変態超塑性現象、すなわち、著しい強度の低下と異常延性を誘起し、それ以前に生成した拘束応力を一旦弛緩すると同時に、変態膨張により圧縮応力を生成する。そして、標点距離外に溶接熱が伝導し始めるまで拘束応力は停滞し、それ以後、拘束応力が急増して室温で残留応力となる。したがって、拘束応力生成過程の詳細な情報を必要とする場合には、変態膨張のほかに、前述の現象を解析に取入れる必要がある。

(2) 相変態領域における機械的性質の温度依存性に対する力学的取扱いとしては、変態超塑性現象でみられる強度の低下と異常延性を考慮して、材料が相変態開始温度に冷却したとき、一旦剛性を有さないとし、相変態領域で徐々に剛性が回復すると共に、変態膨張が生じるとした取扱いが最も精度のよいモデルであった（モデルM2）。また、これを単純化して、相変態開始温度に冷却するまで、溶接金属および熱影響部は剛性を有さないとしたモデルを用いても、十分な精度を得た（モデルM3）。溶接残留応力のみに注目する場合には、材料が相変態終了温度に冷却するまで、溶接金属および熱影響部は剛性を有しないと仮定して解析を行っても、おおむね実験結果を再現する（モデルM4）。

(3) これらの研究成果を基本として、スリット溶接の溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみの予測に対し、2章で展開した解析的計算理論を相変態の影響が顕著である鋼材（HT80）に対しても適用できるよう拡張した。また、解析的計算法の有用性を実験および熱弾塑性解析結果と比較検討することから確認した。これにより、相変態の影響が顕著である鋼材に対しても、詳細な熱弾塑性解析を行うことなく、解析的計算法からスリット溶接の溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみが簡単に精度よく推定できるようになった。

第4章 斜めY形溶接割れ試験片の力学的特性

4.1 緒言

実溶接施工において溶接割れの生じない健全な継手の確保を目的として、施工前に各種割れ試験片を用いて試験を行い、適正溶接施工条件を決定するのが通常である。

溶接割れ試験片として、種々の目的に応じた試験片が提案されている[20]。なかでも、小型でしかも特別な装置を必要としない斜めY形溶接割れ試験片（Fig. 1-8）が、溶接冷間割れ感受性試験片として従来から広く用いられており、この試験片から決定される溶接施工条件はやや厳しいともいわれている。

また、近年厚板が各分野で多く用いられており、厚板の割れ感受性試験片として斜めY形溶接割れ試験片の板厚のみ増厚させて用いることがある。

本章では、上述のように割れ感受性試験片として広く一般に用いられている斜めY形溶接割れ試験片を取り上げる。そして、鋼種、入熱量、予熱温度および母板の板厚等が種々変化する一般の場合に対し、2章および3章で示した拘束応力・ひずみの解析的計算法を用いて一連の解析を行い、溶接金属に生じる拘束応力・ひずみの大きさと分布を基準として、この試験片の力学的特性を明らかにする。

4.2 斜めY形溶接割れ試験片の拘束応力・ひずみ

ここでは、HT50の斜めY形溶接割れ試験片に対し、試験片寸法比 $B/l = 1.875$ 、 $L/l = 2.5$ 、入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ 、母板の板厚 $h = 30 \text{ mm}$ 、のど厚 $h_w = 5 \text{ mm}$ およびのど間隙 $b_w = 4 \text{ mm}$ を一定にして、スリット長 l のみ種々変化（結果的に、試験片の実寸法も相似的に変化する。）させ、解析的計算法を用いて一連の解析を行った。

スリット中央の溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束ひずみ ε_{w0} およびスリット全長にわたる平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_2$ をFig. 4-1に示す。図中の「●」印が斜めY形溶接割れ試験片に対する計算結果である。

入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ とした場合、斜めY形溶接割れ試験片は小型ではあるが拘束ひずみはほぼ最大値を示し、力学的に極めて拘束の厳しい試験片であるといえる。Table 4-1に示した他の鋼種にも同じ傾向がある（軟鋼の場合は次章のFig. 5-2に示している）。

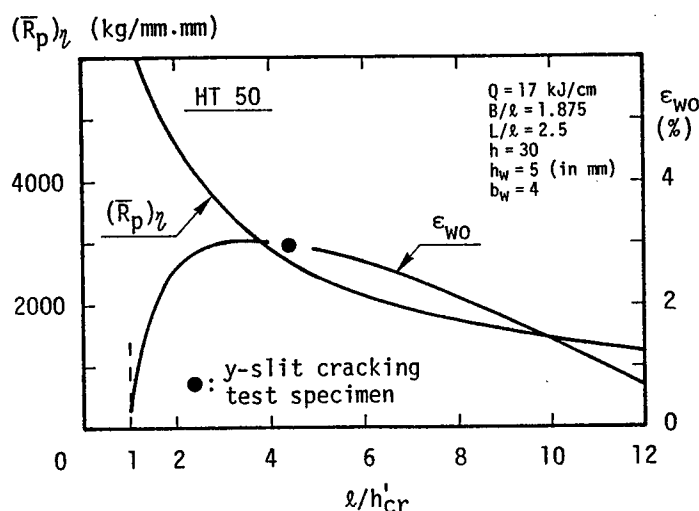


Fig. 4-1 Relation between l/h_{cr} and restraint strain

一方、この試験片の幾何学的寸法のみから比較的簡単に計算できる平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_l$ は余り大きな値ではない。

4.3 拘束応力・ひずみに及ぼす諸因子の影響

ここでは、斜めY形溶接割れ試験片の溶接金属に生じる拘束応力・ひずみが、鋼種、予熱温度、入熱量および母板の板厚等の諸因子の変化によって、どのような影響を受けるかを明らかにする。

4.3.1 相変態の影響

一般の構造用鋼（高張力鋼を含む）の場合、温度冷却過程で生じる相変態は 1) 溶接金属が力学的剛性回復温度 T_m 近傍（約 700°C ）で生じる鋼材（軟鋼（MS）、50 キロ級高張力鋼（HT50）等）と、2) 比較的低温で生じる鋼材（60 キロ級高張力鋼（HT60）、80 キロ級高張力鋼（HT80）等）とに大別される。各種高張力鋼の相変態温度領域を Table 4-1 に示す [2]。

変態膨張の影響が顕著である鋼材に生じる拘束応力・ひずみの簡易解析法（相変態の力学的取扱いと解析的計算法は3章で詳述している。）では、相変態開始温度と終了温度との中間温度で変態膨張すると理想化し、それ以前に生じた応力・ひずみの履歴には依存しないと仮定している。実際の解析では、この中間温度を見掛けの力学的剛性回復温度 T_{mf} と考え、それ以後

Table 4-1 Mechanical property and transformation temperature of various materials

	Yield strength σ_Y (kg/mm ²)	Tensile strength σ_U (kg/mm ²)	T_p (°C)	T_m (°C)	T_{mf} (°C)
MS	40	30 - 50	780 - 600	700	700
HT 50	49	50 - 62	750 - 540		660
HT 60	55	62 - 75	610 - 360		480
HT 80	74	75 - 95	520 - 400		450

T_p : Phase transformation temperature range during cooling

T_m : Mechanical rigidity recovery temperature

T_{mf} : Virtual mechanical rigidity recovery temperature

$c = 0.188 \text{ cal/g/}^\circ\text{C}$, $\rho = 7.66 \text{ g/cm}^3$, $\alpha = 1.2 \times 10^{-5} \text{ 1/}^\circ\text{C}$

の拘束応力・ひずみを計算しても妥当な結果を得ることを実験および熱弾塑性解析結果と比較して確認している。本章で用いた各種高張力鋼の T_{mf} を Table 4-1 に示している。

2章および3章で示した解析的計算法を用いて各鋼種に生じる拘束応力・ひずみを求めた。

$T_m = 700^\circ\text{C}$ とした場合および Table 4-1 に示した各鋼種の T_{mf} を用いて計算したスリット縁に沿う拘束ひずみ ε_w の分布を Fig. 4-2 に示す。

計算結果によれば、鋼材の降伏応力 σ_Y が高くなるほど、拘束ひずみ ε_w が小さくなってい

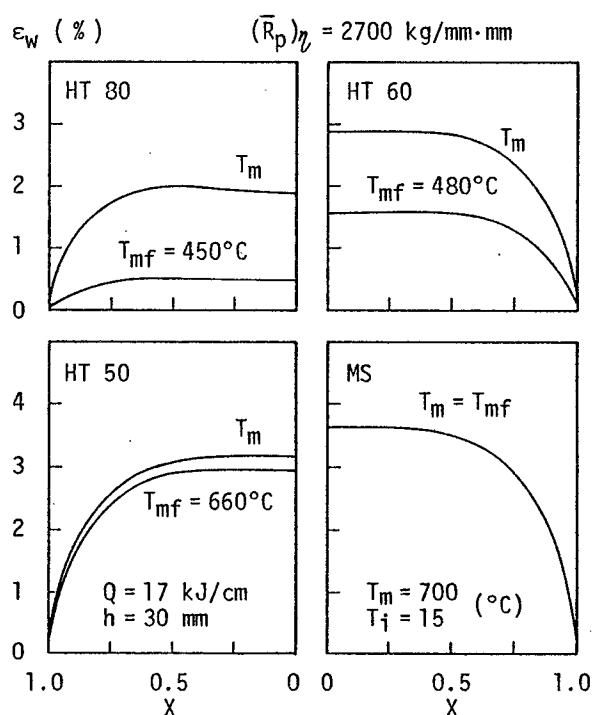


Fig. 4-2 Effect of phase transformation on restraint strain

る。これは、降伏応力が高くなって塑性拘束ひずみが小さくなることと、強度レベルが高くなるにつれ、温度冷却過程の相変態が低温側で生じ（Table 4-1）かつ変態膨張量も大きくなるためである。

一方、軟鋼、HT50等は、冷却過程の相変態が力学的剛性回復温度 T_m （700℃）近傍で生じるため、相変態の影響を無視して拘束応力・ひずみを計算しても精度はほとんど低下しない。これに対し、HT60、HT80等の場合は、溶接金属が力学的にかなり剛性を回復している温度領域（600～350℃）で相変態が生じるため、相変態は拘束応力・ひずみに大きな影響を与えることがわかる。

他方、拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ は幾何学的寸法のみ関数であり、相変態（鋼種の相違）には無関係な値となる。したがって、鋼種が種々変化する場合、鋼種に無関係に力学的拘束条件の厳しさを統一的に評価する指標として拘束度を用いることは適当ではない。

4.3.2 入熱量の影響

ここでは、入熱量の大きさが拘束応力・ひずみに及ぼす影響を取扱う。

入熱量 Q (J/cm) が変化すると、溶接金属ののど厚 h_w も変化する。開先を Y 開先とし、開先角度を 60° とした場合、のど厚 h_w は次式から求まる（式（5.1）参照）。すなわち、

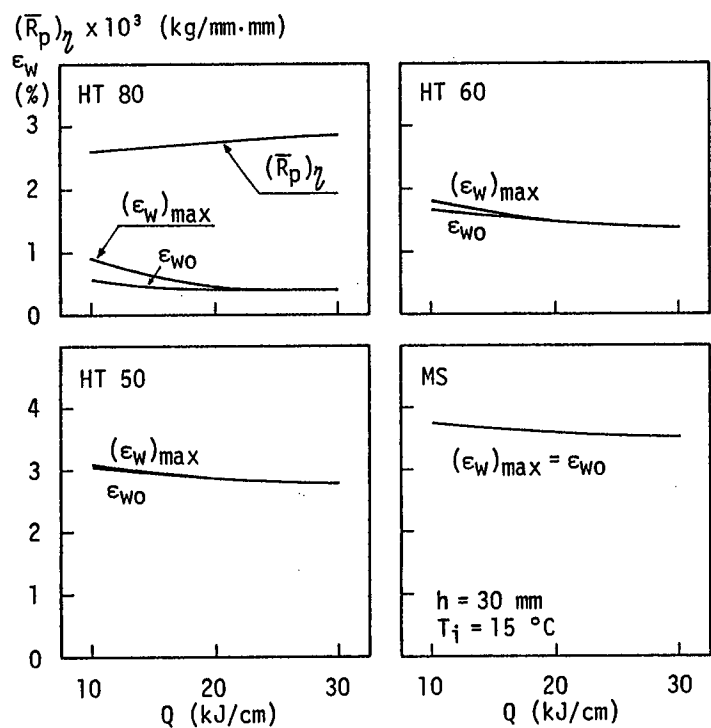


Fig. 4-3 Effect of heat input on restraint strain

$$h_w = 0.0383 \sqrt{Q} \quad (\text{mm}) \quad (4.1)$$

母板の板厚 $h = 30 \text{ mm}$ 、のど間隙 $b_w = 4 \text{ mm}$ および初期温度 $T_i = 15^\circ\text{C}$ を一定として、入熱量 Q のみ種々変化 (Q の変化に伴うのど厚の変化を考慮) させて拘束応力・ひずみを求めた。拘束ひずみ ε_w と入熱量との関係を Fig. 4-3 に示す。図中の ε_{w0} はスリット中央の拘束ひずみであり、 $(\varepsilon_w)_{\max}$ はスリット縁に沿う拘束ひずみの最大値である。入熱量の増加に伴い拘束ひずみはやや減少しながら一定値に収束する傾向にある。

一方、拘束度 $(\bar{R}_p)_w$ を HT80 の図中に示している。拘束度は鋼種に無関係であり、入熱量の増加に伴いのど厚が増加するため少し増加の傾向を呈しているが、ほぼ一定値となる。

4.3.3 予熱温度 (初期温度) の影響

実溶接施工における予熱温度は斜め Y 形溶接割れ試験片を用いて、実施工に近い条件で試験を行い決定するのが通例である。ここでは、各種高張力鋼に対し、予熱温度を種々変化させて拘束応力・ひずみを求め、予熱の影響を検討する。

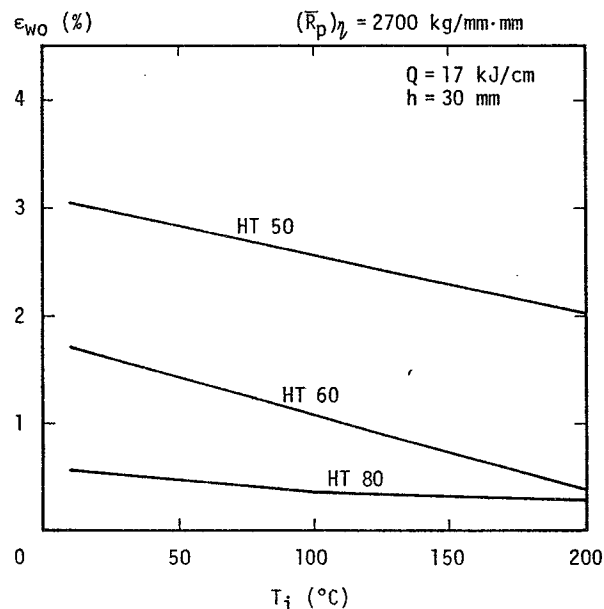


Fig. 4-4 Effect of preheating temperature on restraint strain

各種高張力鋼のスリット中央における拘束ひずみ ε_{w0} の計算結果を Fig. 4-4 に示す。

鋼種により、降伏応力の大きさ、冷却過程における相変態温度領域の相違等により ε_{w0} の大きさが異なるが、いずれの鋼種においても予熱温度を高くするほど、溶接金属に生じる拘束ひ

ずみが小さくなっている (Fig. 4-4)。このような傾向は、HT50, HT60 において顕著である。したがって、HT50, HT60 の場合、予熱は単に拡散性水素の逸散を促進させ割れ感受性を低下させるばかりでなく、溶接金属に生じる拘束ひずみを小さくする効果があり、溶接冷間割れ防止の観点から非常に有用かつ実用的な手段のひとつであるといえる。しかしこれは、自拘束試験片で生じることであり、外的拘束のある場合は必ずしもこのようにはならないので、予熱に際し十分注意する必要がある。一方、HT80 では拘束ひずみの低下はさほど期待できず、予熱による効果は主に拡散性水素の逸散を促進させることにあると考えられる。

他方、予熱温度が種々変化しても拘束度 ($\bar{R}_p$) は一定であり、予熱温度の変化による力学的拘束条件の厳しさを拘束度からは議論できない。

4.3.4 板厚の影響

近年厚板が各分野で多く用いられており、厚板の割れ感受性を評価する試験片として斜めY形溶接割れ試験片の板厚のみ増厚させて用いることがある。

ここでは、初層溶接が板厚中心になされるものとし、斜めY形溶接割れ試験片の板厚 h を種々変化させて解析的計算法を用いて拘束応力・ひずみを求める。解析結果より、拘束応力・ひずみに及ぼす母板の板厚 h の影響を検討する。

解析は HT50 に対し、入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ 、のど厚 $h_w = 5 \text{ mm}$ を一定として、母板の板厚 h のみ種々変化させて行った。解析結果を Fig. 4-5 に示す。

Fig. 4-5 には、板厚の増加に伴う拘束ひずみ、拘束度の変化を示している。具体的には、

- (1) 母板の板厚 h が限界板厚 h_{cr} より大きくなってもこれを無視し、常に $h < h_{cr}$ という条件のもとで計算したスリット中央の塑性拘束ひずみ $\varepsilon_{p0} \sim (h < h_{cr})$ 、
- (2) 上述とは逆に、 $h < h_{cr}$ の場合でも $h > h_{cr}$ として計算した $\varepsilon_{p0} \sim (h > h_{cr})$ 、
- (3) 母板の板厚に対するのど厚比を考慮した一定荷重に対する平均有効拘束度 ($\bar{R}_p$)、
- (4) 母板の板厚が全て有効に働くとして計算した平均拘束度 $\bar{R}_p$

を示す。また、同図中に、

- (5) 斜めY形溶接割れ試験片と同一のスリット長 $l = 80 \text{ mm}$ に対し、ほぼ無限板とみなせる寸法比 ($B/l = 4$, $L/l = 3.7$) を有する試験片で、板厚 $h = 100 \text{ mm}$ とした場合のスリット中央の塑性拘束ひずみ (ε_{p0}) を「●」印で、
- (6) 上述の (5) と同一試験片に対する平均有効拘束度 ($\bar{R}_p$) を「○」印で

示す。

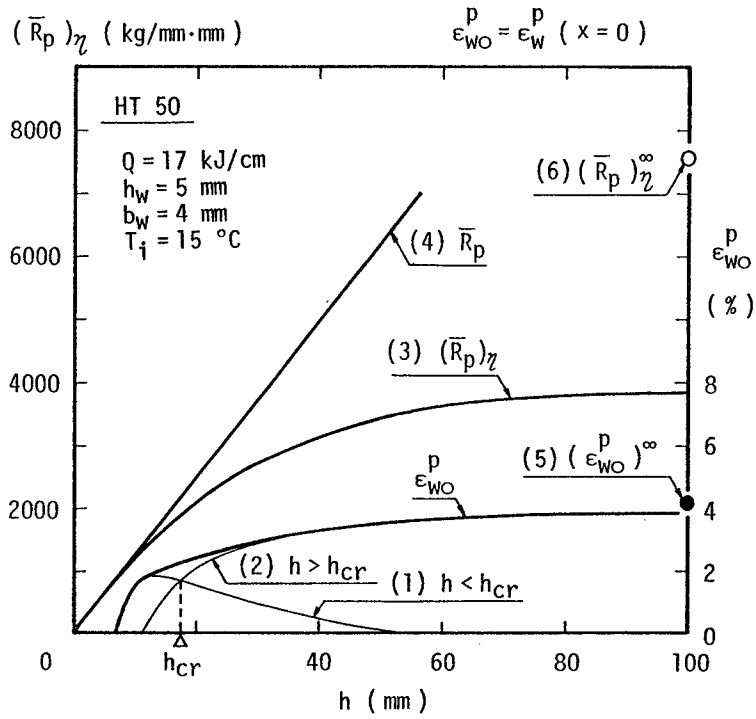


Fig. 4-5 Effect of plate thickness on effective restraint intensity and plastic strain

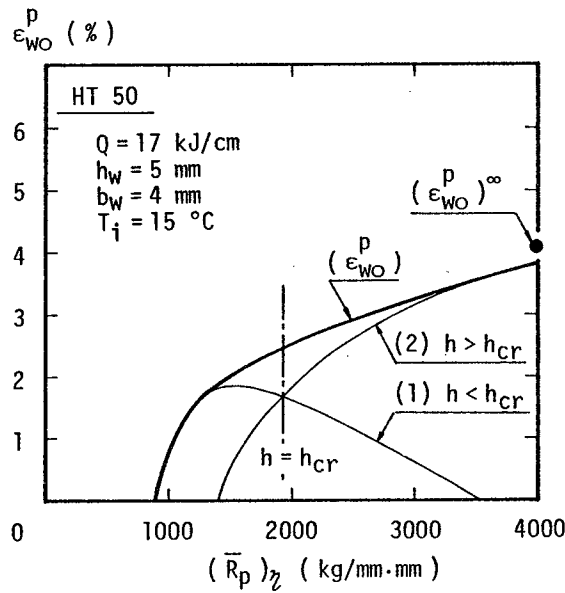


Fig. 4-6 Relation between effective restraint intensity and plastic strain

この図によれば、スリット中央の塑性拘束ひずみ ϵ_{WO}^p を表す細線は、 $h = h_{cr}$ となる点で交差している。これは、 $h \leq h_{cr}$ 、 $h > h_{cr}$ に関係なく、全領域で板表裏面からの熱反射の影響を無視し、無限板厚の熱伝導の解（式（2.1））を用いたためである。有限板厚の影響が顕著な

領域では、板表裏面からの熱反射の影響を考慮すると、同図中の実線（(1)と(2)とを結ぶ太線）のように連続な曲線となり、板厚の増加に伴って ε_{p0} は単調に増加し、一定値に収束する傾向を示す。

斜めY形溶接割れ試験片の寸法をそのままにして、母板の板厚 $h = 50 \sim 60 \text{ mm}$ とした場合のスリット中央の塑性拘束ひずみ ε_{p0} は、無限板とみなせる寸法で板厚 $h = 100 \text{ mm}$ として求めた塑性拘束ひずみ $(\varepsilon_{p0})^\infty$ （「●」印）の90%以上となっており、この程度の板厚を用いれば力学的には最大に近い拘束状態となっている。このため、極厚板（HT50）の初層溶接を対象として溶接施工条件を決める際には、試験片の諸寸法は従来の斜めY形溶接割れ試験片寸法そのまま、板厚 h のみ $h = 50 \text{ mm}$ とすれば十分であり、それ以上板厚が増しても力学的拘束条件はほとんど敵しくならない。

一方、母板の板厚 $h = 50 \text{ mm}$ とした斜めY形溶接割れ試験片（ $B = 150, L = 200, \ell = 80, h_w = 5 \text{ mm}$ ）の平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ は同一スリット長を有する無限板で、板厚 $h = 100 \text{ mm}$ として求めた平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)^\infty$ （「○」印）の50%程度（Fig. 4-5）であって、拘束度の点からみると、この試験片は無限板、無限板厚と同じとみることはできない[21]。

Fig. 4-5では、スリット中央の塑性拘束ひずみ ε_{p0} および平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ は、板厚の増加に対してともに比例的ではないが、単調増加している。 ε_{p0} と $(\bar{R}_p)_\eta$ との関係で示したのがFig. 4-8であり、 $(\bar{R}_p)_\eta$ と ε_{p0} とは単調増加の関係にある。このように、同種類の試験片における平均有効拘束度は生じる塑性拘束ひずみとの関連において、相対的な力学条件の敵しさを比較する簡明な力学的指標として用いることができる。

次に、前述の議論が、鋼種が種々変化する場合どの程度成立するかを検討する。

前述と同様、入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ 一定として母板の板厚および鋼種を種々変化させて拘束応力・ひずみを求めた。

スリット中央における拘束ひずみ ε_{w0} の計算結果をFig. 4-7に示す。いずれの鋼種においても、板厚の増加に伴って拘束ひずみは大きくなるが、その傾向は拘束ひずみが降伏ひずみ $\varepsilon_Y = \sigma_Y / E$ （ σ_Y ：溶接金属の降伏応力）より大きい小さいかによって異なり、連続な曲線とはならず折れ線となっている。また、拘束ひずみは板厚の増加に伴って、鋼種ごとに一定値に収束する傾向にある。各鋼種に対し、収束値の80, 90および95%となる等値線を破線で示している。これによれば、冷却過程の相変態が比較的高温で生じる鋼材（軟鋼、HT50等）の場合、試験片の板厚は50 mmで収束値の90%以上となるため、それ以上板厚が増しても力学的拘束条件はほとんど敵しくならない。しかし、相変態が比較的低温になってから生じ

る HT60, HT80 等では、収束値の 90 %以上となるにはそれぞれ板厚が 60 および 70 mm 程度にならなければならない。

前述の板厚の変化をスリット中央の拘束ひずみ ϵ_{w0} と平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ との関係で示したのが Fig. 4-8 である。いずれの鋼種においても、拘束度の増加と共に拘束ひずみは増加している。しかし連続な曲線とはならず、弾性域と塑性域との 2 領域に分けられる。個々の領

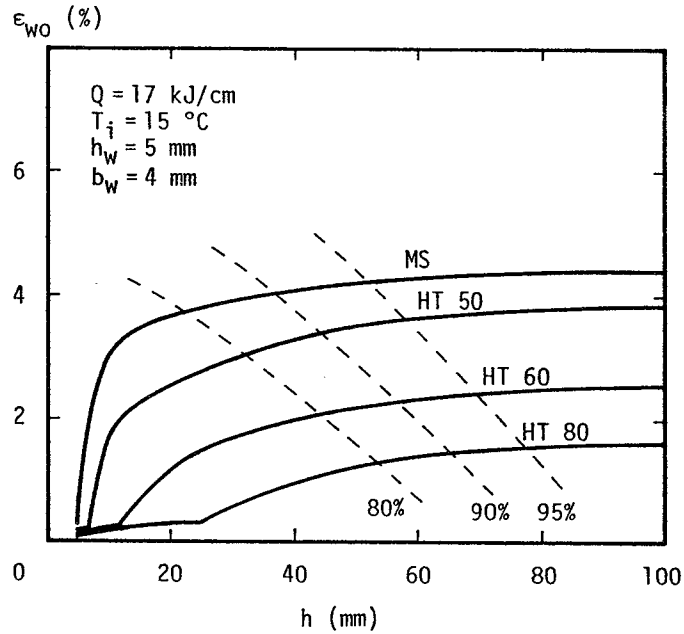


Fig. 4-7 Effect of plate thickness of base plate on restraint strain

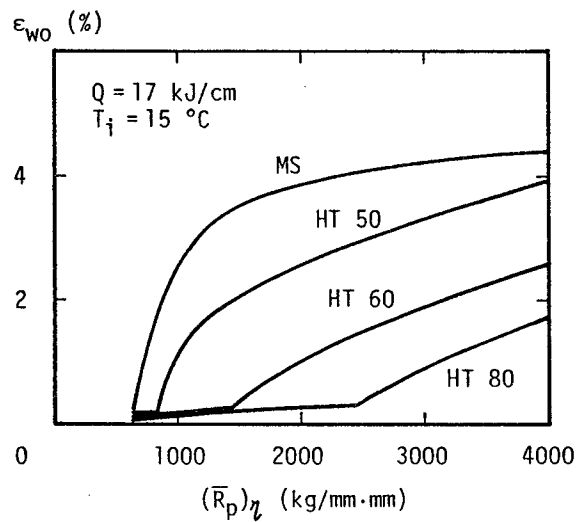


Fig. 4-8 Relation between effective restraint intensity and restraint strain

域では両者共に増加の傾向を示し、鋼種ごとに拘束度で力学的拘束条件の厳しさを相対的に評価できるようである。

4.4 斜めY形溶接割れ試験片と力学的に最大の拘束を受ける試験片寸法との関係

入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ 、試験片寸法比 $B/\ell = 1.875$ 、 $L/\ell = 2.5$ の場合、 ℓ/h'_{cr} が種々変化する中で、斜めY形溶接割れ試験片 (Fig. 4-9 の「●」印) は小型ではあるが、溶接金属部にほぼ最大の拘束応力・ひずみを生じさせることがわかった。ここでは、前述の影響因子を考慮して力学的に最大の拘束を受ける試験片寸法について考察する。

いま、鋼材を HT50、板厚 $h = 20 \text{ mm}$ とし、スリットを有する無限板に対し、 ℓ/h'_{cr} を種々変化させて、解析的計算法を用いて計算したスリット中央における無限板の塑性拘束ひずみ $(\epsilon_{wo}^p)^\infty$ を Fig. 4-9 に示す。また、同図中に有限板 ($B/\ell = 1.875$ 、 $L/\ell = 2.5$) の塑性拘束ひずみ ϵ_{wo}^p も示している。 ℓ/h'_{cr} の変化に対し、有限板、無限板にかかわらず、塑性拘束ひずみ ϵ_{wo}^p は $\ell/h'_{cr} = 2.5 \sim 3.5$ 程度で最大値を示し、拘束の最も厳しい位置はスリット中央部である。同じ ℓ/h'_{cr} に対しては、無限板の $(\epsilon_{wo}^p)^\infty$ は有限板の塑性拘束ひずみ ϵ_{wo}^p よりも大きい。すなわち、 ℓ/h'_{cr} が同じであれば、力学的に考えられる最も拘束の厳しい状態を作る試験片は無窮板である。

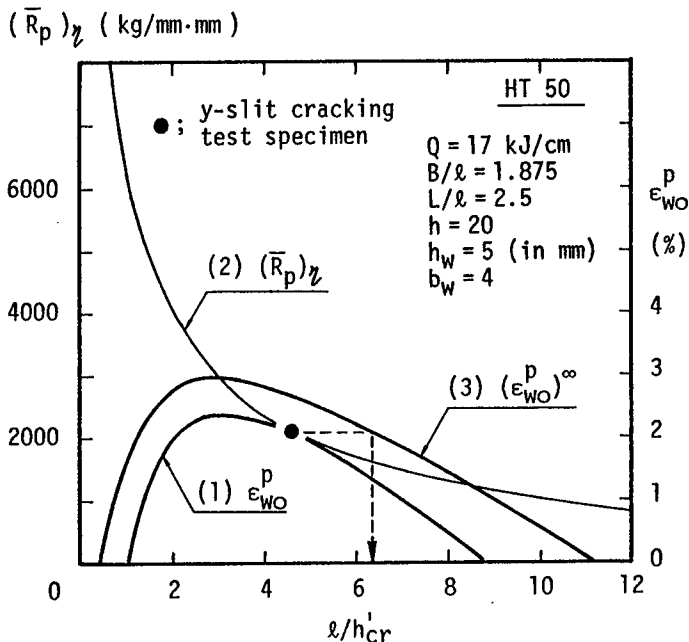


Fig. 4-9 Relation between ℓ/h'_{cr} and plastic strains

以上から、試験片寸法比と溶接条件が、

- 1) 入熱量と幾何学的寸法に対しては (2.3.1 項参照)、

$$h'_{cr}/\ell \leq (1/2)(B/\ell) , h'_{cr}/\ell \leq (1/2)(L/\ell - 1)$$

- 2) スリット長 ℓ と入熱量の関数である限界板厚 h_{cr} に対しては、 $\ell / h_{cr} = 2.5 \sim 3.5$ 、

- 3) 幾何学的寸法に対しては、無限板と同等とみなせるような有限板の寸法比、すなわち、

$$B/\ell \geq 4.0 , L/\ell \geq 3.7 \text{ であれば、}$$

溶接金属に生じる拘束応力・ひずみは無限板の最大拘束ひずみの 95 % 以上となり、力学的にはほぼ最大の拘束状態となる。

実例を示すと、入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ とした場合、力学的に考えられる最大の拘束状態となる試験片寸法は、スリット長 $\ell = 55 \text{ mm}$ 、試験片幅 $B = 220 \text{ mm}$ 、試験片長さ $L = 200 \text{ mm}$ である。

次に、力学条件の厳しさは斜めY形溶接割れ試験片と同じに保つような、他の試験片への置換えを考える。この場合、具体的には前記の無限板 (Fig. 4-9) を用いて試験片の実寸法を決定することができる。ここで注意する点は、先にも述べたように同じ斜めY形溶接割れ試験片を用いても入熱量が変化すると ℓ / h_{cr} の相対的大きさが変化するため、力学条件の違うものを試験していることになることである。このため、スリット中央の塑性拘束ひずみ ε_{∞} が斜めY形溶接割れ試験片の ε_{∞} と同じになるように試験片の寸法を選ぶべきである。

斜めY形溶接割れ試験片で生じる ε_{∞} は Fig. 4-9 の「●」印である。「●」印と等しくなる無限板の $(\varepsilon_{\infty})^{\infty}$ に注目すると、 $\ell / h_{cr} = 6.35$ がこれに相当する。入熱量が決まっている場合、 $\ell / h_{cr} = 6.35$ となるスリット長 ℓ を決める。そして、無限板とみなせる試験片寸法比：試験片板幅 $B \geq 4\ell$ 、板長 $L \geq 3.7\ell$ に取れば、スリット中央の力学条件は斜めY形溶接割れ試験片と同じになる。ただしこの場合にも、前述の条件 1)、すなわち、入熱量と試験片寸法に対する条件を満足しているかどうかを確認する必要がある。もし、入熱量が大きくなり、条件 1) を満足しなくなれば、 B 、 L を大きくする必要がある。

実例を示すと、試験片の板厚 $h = 20 \text{ mm}$ 、入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ の場合であれば、スリット長 $\ell = 110 \text{ mm}$ 、試験片幅 $B \geq 440 \text{ mm}$ 、試験片長さ $L \geq 410 \text{ mm}$ となる。実構造物のスリット溶接継手に対しても同じ考えを適用することができる。

4.5 結 言

本章では、斜めY形溶接割れ試験片の力学的特性を溶接金属に生じる拘束応力・ひずみをもとにして明らかにした。

得られた主な結果は次のとおりである。

(1) 試験片寸法比が一定 ($B/l = 1.875$, $L/l = 2.5$) の場合、入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ に対しては、斜めY形溶接割れ試験片の実寸法 ($B = 150$, $L = 200$, $l = 80 \text{ (mm)}$) がほぼ最大の拘束ひずみを生じさせる。

(2) 軟鋼、HT50 等は、冷却過程の相変態が力学的剛性回復温度 T_m (700°C) 近傍で生じるため、相変態の影響を無視して拘束応力・ひずみを計算しても、精度はほとんど低下しない。これに対し、HT60、HT80 等の場合は、溶接金属が力学的にかなり剛性を回復している温度領域 ($800 \sim 350^\circ\text{C}$) で相変態が生じるため、相変態は拘束応力・ひずみに大きな影響を与える。

(3) 斜めY形溶接割れ試験片に対し、入熱量を増加させると拘束ひずみはやや減少しながら一定値に収束する傾向にある。

(4) 斜めY形溶接割れ試験片のような自拘束試験片で、材料が HT50、HT60 の場合、予熱は単に拡散性水素の逸散を促進させ割れ感受性を低下させるばかりでなく、溶接金属に生じる拘束ひずみを小さくする二重の効果がある。一方、HT80 では拘束ひずみの低下はさほど期待できず、予熱による効果は主に拡散性水素の逸散を促進させることにある。しかし、これらは自拘束試験片で生じることであり、外的拘束がある場合には必ずしもこのようにはならないので、予熱に際し十分注意する必要がある。

(5) 板厚の増加に伴って拘束ひずみは単調に増加し、鋼種ごとに一定値に収束する傾向にある。このような傾向の中で、冷却過程の相変態が比較的高温で生じる鋼材 (軟鋼、HT50 等) の場合、試験片の板厚は 50 mm で十分であり、それ以上板厚が増しても力学的拘束条件はほとんど厳しくならない。これに対し、HT60、HT80 等のように比較的低温になってから相変態が生じる鋼材の場合には、それぞれ、板厚 60 および 70 mm 程度で力学的拘束条件はほぼ最大となる。

(6) 一般に、スリット溶接試験片に生じる拘束応力、拘束ひずみの大きさは、同じ試験片寸法でも、入熱量の大きさによって異なる。拘束条件の厳しさを拘束ひずみを基準として検討すると、決められた入熱量に対して最も厳しい拘束条件を与えるスリット試験片は常に無限板で

ある。この状態に近似できる有限板の試験片寸法比は、 $B/l \geq 4.0$ 、 $L/l \geq 3.7$ 、スリット長と入熱量の関数である限界板厚に関しては、 $l/h_{cr} = 2.5 \sim 3.5$ である。なお、入熱量と試験片寸法比に関しては、 $h_{cr}/l \leq (1/2)(B/l)$ 、 $h_{cr}/l \leq (1/2)(L/l - 1)$ を満足する必要がある。

斜め Y 形割れ試験片は無限板の試験片より緩い拘束条件を与える寸法比となっている。

(7) 実構造物のように無限板とみなせる板のスリット溶接継手に生じる拘束ひずみを解析的計算法などで推定すると、同じ大きさの拘束ひずみを生じさせるような小型のスリット溶接試験片（斜め Y 形溶接割れ試験片を含む）に置換えることができる。これによって実験し、適正溶接条件を決定することができる。

第5章 溶接冷間割れに対する新たな 力学的指標の提案と拘束度の 力学的指標としての意義

5.1 緒言

1章では、溶接冷間割れの力学的指標として現在のところ一般に広く用いられている3つの拘束度の中で、幾何学的寸法のみ関数として比較的簡単に計算される一定荷重および一定変位に対する拘束度を、幾何学的寸法のあらゆる組合せに対して精度よく計算する解析法を示した。また、拘束度の定量的評価を容易にするため、母板の板厚に対するのど厚比、板厚中心からの偏心距離および開先形状の相違を考慮して、拘束度を簡単かつ精度よく計算する一般化した有効拘束度の近似計算式を示した。

2章では、幾何学的寸法、入熱量および予熱温度（初期温度）等が種々変化する場合に対し、スリット溶接継手に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみを解析的に求める計算法を展開し、計算結果の妥当性を熱弾塑性解析および実験結果と比較検討して確認した。

また、3章では、温度冷却過程の相変態の影響が顕著である鋼材に対しても解析的計算法が適用できるように、解析理論を拡張した。

本章では、まず、解析的計算法を用いて一連の理論解析を行い、2次元拘束状態の代表例であるスリット溶接継手の溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみの一般特性を明らかにする。結果として、溶接冷間割れの力学的指標として現在のところ多用されている従来の定義（式(1.1)）に基づく3つの異なる荷重条件に対する拘束度に代り、鋼種、幾何学的寸法、入熱量、予熱温度および母板の板厚等が種々変化する場合に対し、1次元あるいは2次元拘束状態をも含めて、力学的拘束条件の厳しさを簡潔かつ弾性、塑性域にかかわらず統一的に表すあらたな力学的指標として、拘束ひずみを提案する。さらに、拘束応力・ひずみによって表される力学的拘束条件の厳しさを、従来の定義に基づく拘束度を用いて予測する際の、実用的意義を検討する。

5.2 拘束応力・ひずみの一般特性

ここでは、解析的計算法を用いて一連の理論計算を行い、スリット溶接で生じる拘束応力・ひずみの一般特性を明らかにする。

解析対象としては、斜めY形溶接割れ試験片（板幅 $B = 150$ 、板長 $L = 200$ 、スリット長 $l = 80$ （mm））を基準寸法とし、これと相似な寸法比（ $B/l = 1.875$ 、 $L/l = 2.5$ ）で試験片の実寸法を変化させた。また、鋼材、板厚など他の寸法、機械的性質および溶接条件等は次のように選ぶ。

鋼材：軟鋼とする。

この場合、溶接金属および熱影響部の力学的剛性回復温度（ $T_m = T_{mf}$ ）は 700°C とする。また、初期温度（ T_i ）は 15°C とする。

機械的性質：溶接金属の降伏応力 $\sigma_Y = 50 \text{ kg/mm}^2$ 、線膨張係数 $\alpha = 1.2 \times 10^{-5} \text{ (1/}^{\circ}\text{C)}$

寸法：板厚 $h = 20\text{mm}$ 、のど厚 $h_w = 5\text{mm}$ 、スリット間隙 $b_w = 4\text{mm}$ 、

スリット長 l は変化する。

溶接条件：入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ （ $h_{cr} = 17.5 \text{ mm}$ ）一定で瞬間的に全スリット長に与える。

以上の解析条件で、溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみを求めた。拘束応力 σ_w 、塑性拘束ひずみ ε_p のスリット縁に沿う分布の計算例を Fig. 5-1 に示す。

これによれば、入熱量の関数である h_{cr} に対しスリット長 l が長い場合には、スリット端近傍を除いて拘束応力は弾性域にあるが、 l が短くなるにしたがって拘束応力は大きくなり、スリット端近傍のみに生じていた塑性域がスリット中央部にまで拡がり、やがて、拘束応力 σ_w はスリット内全域で溶接金属の降伏応力 σ_Y と等しくなる。すなわち、スリット長全域が塑性化する。スリット長全域が塑性化すると、溶接金属に生じる拘束応力は σ_Y と等しくなり、それ以上にはなりえない（一般的には、加工硬化等に σ_Y よりやや大きくなるがやがて一定値に収束する。）。しかし、スリット縁に沿う塑性拘束ひずみ ε_p の分布と大きさは h_{cr}/l の大きさにおおきく依存して種々変化する（Fig. 5-1）。

一方、Fig. 5-2 には、横軸に h_{cr}/l をとり、種々の計算結果を示す。すなわち、

- (1) スリット中央の拘束ひずみ ε_{w0} を実線で、
- (2) スリット縁に沿う拘束ひずみの最大値 $(\varepsilon_w)_{\max}$ を一点鎖線で、
- (3) $(\varepsilon_w)_{\max}$ が生じたスリット縁上の位置： x_m を二点鎖線で示す。

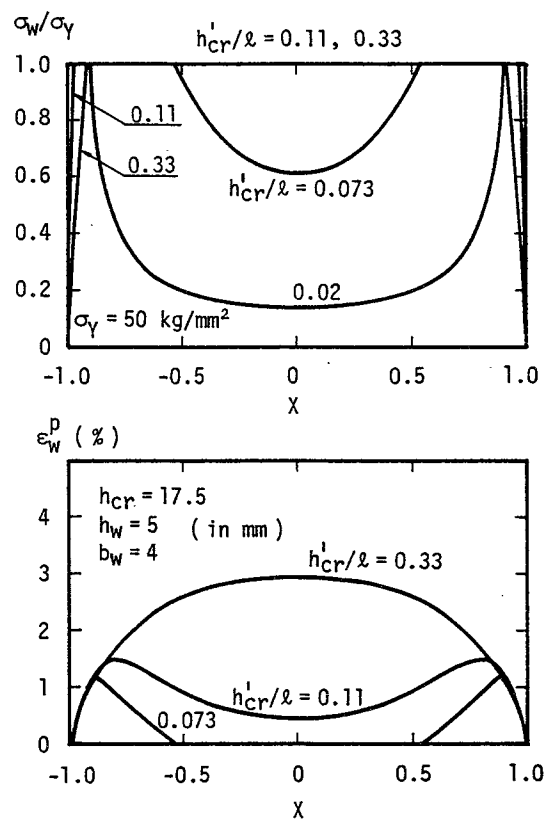


Fig. 5-1 Distributions of residual stresses and plastic strains

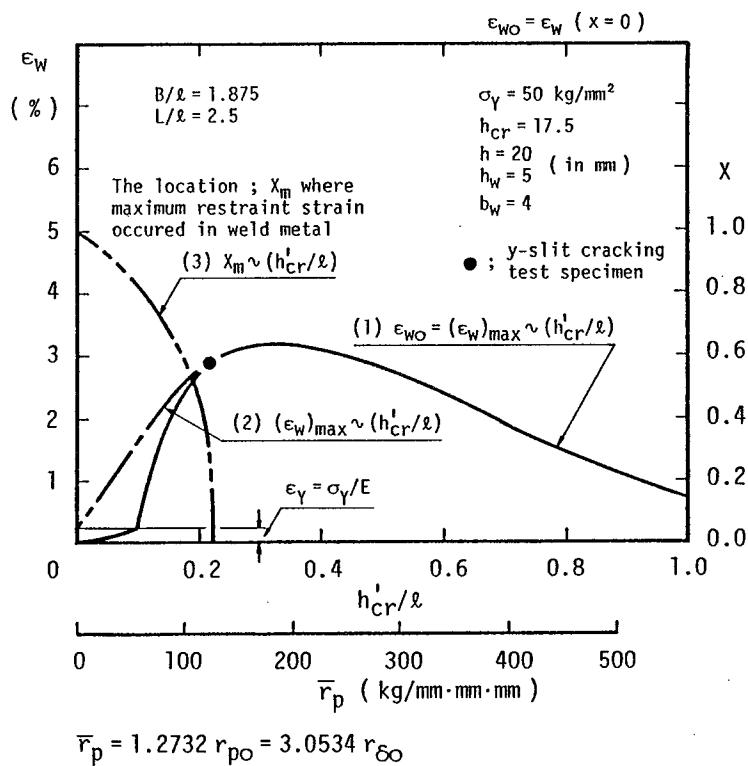
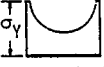
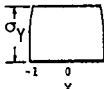


Fig. 5-2 Relation between h'_{cr}/ℓ (ratio of heat input and slit length) and restraint strain

Table 5-1 General characteristics of restraint stresses and strains in weld metal

STRESS STATES	h'_{cr}/l	PATTERN OF RESIDUAL STRESS DISTRIBUTIONS	PATTERN OF PLASTIC STRAIN DISTRIBUTIONS	PATTERN OF RESTRAINT STRAIN DISTRIBUTIONS
(1)	$h'_{cr}/l < \sigma_1^*$	elastic ($ x \leq 0.9$) 	no plastic strain 	
(2)	$\sigma_1^* \leq h'_{cr}/l < \sigma_2^*$	elastic-plastic 		
(3)	1) $\sigma_2^* \leq h'_{cr}/l < 0.25$	full plastic 		
	2) $0.25 \leq h'_{cr}/l < 0.35$		approx. ellipse 	
	3) $0.35 \leq h'_{cr}/l \leq 1$			

$$\sigma_1^* = \frac{\zeta}{(10.5 - c_1')} \frac{\sigma_y(h_w/h)}{(E/\pi)\alpha(T_m - T_i)} ; \quad \sigma_2^* = \frac{\zeta}{(2 - c_1')} \frac{\sigma_y(h_w/h)}{(E/\pi)\alpha(T_m - T_i)}$$

これらを詳細に検討すると、溶接金属に生じる拘束応力・ひずみは、 h'_{cr}/l と次式に示す σ_1^* 、 σ_2^* とを用いて、(1) 弾性、(2) 弾塑性、(3) 全長塑性 という3つの特徴ある領域に分類できる (Table 5-1)。

$$\begin{aligned} \sigma_1^* &= \left\{ \zeta / (10.5 - c_1') \right\} \left[\sigma_y(h_w/h) / \{ (E/\pi)\alpha(T_m - T_i) \} \right] \\ \sigma_2^* &= \left\{ \zeta / (2.0 - c_1') \right\} \left[\sigma_y(h_w/h) / \{ (E/\pi)\alpha(T_m - T_i) \} \right] \end{aligned} \quad (5.1)$$

ここに、

$$h_w = \sqrt{\frac{q}{H\rho \tan \beta}} \quad (\text{mm}) : \text{のど厚 [22]}$$

$H = 1.2 \sim 2.5$ (Kcal/g) : 比溶着熱 [22] , 2β : 開先角度

上式 c_1' は、2章付録式 (A2.7) の c_1 において l に l' を用いて計算する。

また、 l と l' は式 (2.10) から求められる。

(1) 弾性応力状態 (Table 5-1 の領域(1))

入熱量に比べてスリット長 l が長く (スリット長に比べて入熱量が小さく) $h'_{cr}/l < \sigma_1^*$ を満たせば、溶接金属に生じる拘束応力 σ_w はスリット端を除き $|2x/l| < 0.9$ の領域内で弾性応力状態にある。

(2) 弾塑性応力状態 (Table 5-1 の領域(2))

スリット長 l が短く(入熱量が大きく)なるにしたがって、塑性化は拘束の厳しいスリット端から中央部へ進展する。この領域は $\sigma_y \leq h_{cr}/l \leq \sigma_y$ であり、塑性拘束ひずみ ε_p はスリット両端だけに集中した分布となる。

(3) 全長塑性応力状態 (Table 5-1 の領域(3))

さらにスリット長 l が短く(さらに入熱量が大きく)なり $h_{cr}/l \geq \sigma_y$ を満たせば、溶接金属は全長塑性化する。この場合、生じる拘束応力 σ_w はスリット長全域で溶接金属の降伏応力 σ_y に等しくなる。すなわち、 $\sigma_w = \sigma_y$ となる。しかし、塑性拘束ひずみ ε_p の分布に注目すると、次の3種類に分けることができる。

1) $\sigma_y \leq h_{cr}/l \leq 0.25$ の領域に生じる ε_p のスリット縁に沿う分布は凹形となり、

力学的拘束条件はスリット端部側が厳しい。

2) $0.25 \leq h_{cr}/l < 0.35$ の領域では、 ε_p は近似的に楕円分布となる。

3) $0.35 \leq h_{cr}/l \leq 1.0$ の領域では、 ε_p のスリット縁に沿う分布は凸形となる。

領域 2), 3) : $0.25 \leq h_{cr}/l \leq 1.0$ の領域では、スリット端部側よりもむしろスリット中央部の力学的拘束条件が厳しくなる。

以上、スリット溶接継手に生じる拘束応力・ひずみは幾何学的寸法のみならず、 h_{cr}/l の相対の大きさにおおきく依存してスリット縁に沿う分布および大きさが決まる。ここで留意しなければならない点は、溶接金属が塑性化した場合である。溶接金属が塑性化すると、生じる拘束応力 σ_w は溶接金属の降伏応力 σ_y と等しくなる。すなわち、塑性域では拘束応力 σ_w は一定となるが、塑性拘束ひずみ ε_p の分布と大きさは条件によって種々変化する (Table 5-1 の領域(2),(3)) ことである。この場合、 ε_p の分布と大きさを基準として力学的拘束条件の厳しさを評価することになる。

このように、鋼材の挙動および実際の力学現象が非線形であるため、非線形性を考慮して力学的拘束条件の厳しさを評価する力学的指標が必要になる。換言すれば、力学的拘束条件の厳しさを簡潔かつ弾性、塑性域にかかわらず統一的に評価する力学的指標が望まれる。これについては次節で述べる。

5.3 拘束度に代る新たな力学的指標の提案

現在のところ、溶接による熱膨張・収縮が溶接線に沿って変化する2次元拘束状態の継手において、溶接冷間割れに対する最も精度の高い力学的指標としては、熱弾塑性解析から求まる拘束応力・ひずみが考えられる。しかし、各継手ごとに解析を実施することは経済的に成り立たない。このため、1次元拘束状態との類似性を期待し、溶接により生じる応力・ひずみとの詳細な議論をすることなしに、前出の3つの異なる荷重条件に対する拘束度が溶接冷間割れの力学的指標として用いられている。

1次元拘束状態（RRC試験）の継手に対しては、既に詳細な研究結果が発表〔1～4〕されている。これを、弾塑性力学の観点から検討してみる。

Fig.5-3 は、母板の板厚に対するのど厚比を考慮して計算した継手の有効拘束度 $(R_p)\eta$ と各種鋼材の溶接金属に生じる拘束応力 σ_w の関係を示したものである（付録 5.1 参照）。弾性域では、いずれの鋼種においても σ_w と $(R_p)\eta$ との間には原点を通る比例関係にあるが、温度冷却過程に生じる相変態の影響で同じ直線にはならない。しかしこの領域では、鋼種ごとに継手の拘束度が簡便な力学的指標として有用であることがわかる。一方、溶接金属が塑性化すると、拘束応力 σ_w は溶接金属の降伏応力 σ_Y と等しくなり、それ以上大きくならない。したがって、塑性域では拘束応力 σ_w の分布と大きさを基準として力学的拘束条件の厳し

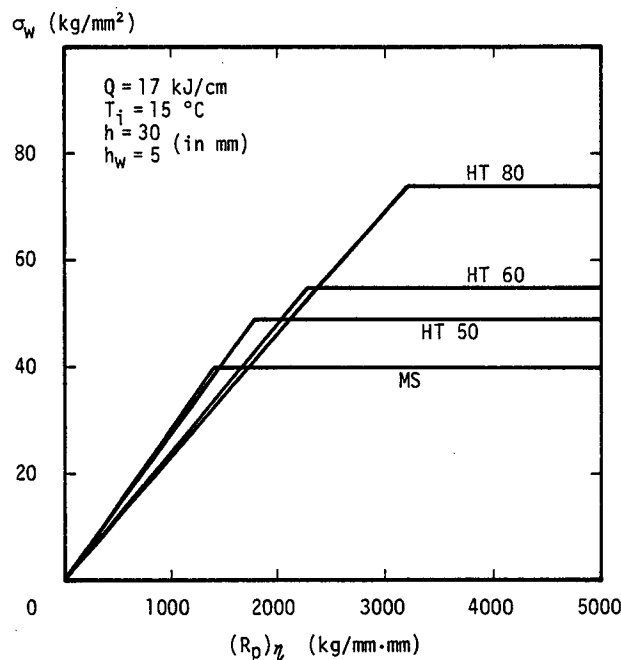


Fig. 5-3 Relation between restraint stresses and effective restraint intensities (RRC-test)

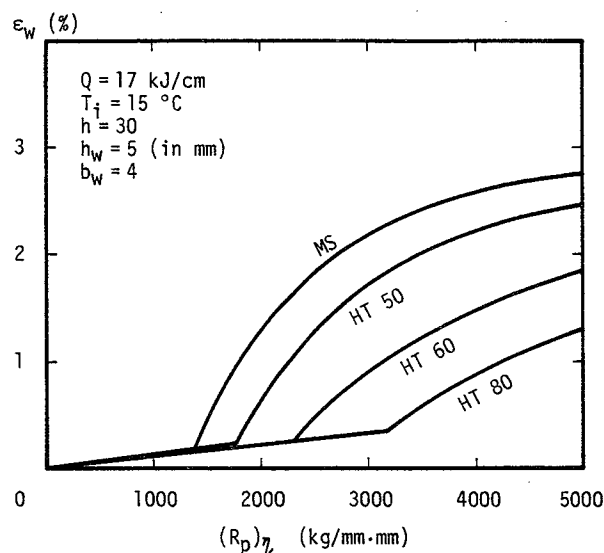


Fig. 5-4 Relation between restraint strains and effective restraint intensities (RRC-test)

さを評価することが困難となる。

次に、弾性拘束ひずみ ϵ_{wE} と塑性拘束ひずみ ϵ_{wP} との和、すなわち、拘束ひずみ ϵ_w を力学的指標と考えると、拘束ひずみ ϵ_w と有効拘束度 $(R_p)_\eta$ との関係で示したのが Fig. 5-4 である（1次元拘束状態に対する拘束応力・ひずみの具体的な解析的計算法は 付録 5.1 に示している）。

弾性域では、応力とひずみとが1対1の対応を示すため、この領域ではいずれの鋼種の場合でも拘束ひずみ ϵ_w と有効拘束度 $(R_p)_\eta$ とは原点を通る直線関係にあり、前述のように、弾性域では、力学的指標として拘束度が有用であることが理解できる。

他方、塑性域では、拘束度の増加に対し拘束ひずみは比例関係にはないにしても、単調増大の傾向にある（Fig. 5-4）。

すなわち、拘束度の増加に伴って弾性、塑性域といった両領域にわたって拘束ひずみは連続した増加傾向にはないが、個々の領域で拘束度は拘束ひずみに対応したものを表しており、1次元拘束状態では、塑性域でも拘束度を相対的な力学的拘束条件の厳しさを評価する簡便な指標として用いることができる。しかし、拘束度が同じであっても拘束ひずみは条件によって種々変化するため、1次元拘束状態であっても、拘束度を鋼種、溶接条件等が種々変化する場合に対する統一的な力学的指標として用いることができないことに、十分注意する必要がある。

他方、2次元拘束状態の継手に生じる拘束応力・ひずみは、前述したように、幾何学的寸法

のみならず予熱温度、入熱量および鋼種等の影響をおおきく受けてスリット縁に沿う分布、大きさが種々変化する（試験片寸法を一定にして、鋼種、予熱温度、入熱量および母板の板厚等を種々変化させた場合の拘束応力・ひずみに及ぼす影響は、前章で詳述した。）。この中で、生じる応力が弾性応力であれば、応力とひずみは1対1の対応を示す（Table 5-1 の領域(1)と領域(2)の弾性域）。したがって、弾性域では拘束応力 σ_w の分布と大きさを基準として力学的拘束条件の厳しさが評価できる。しかし、溶接金属が塑性化すると、応力は一定であるが塑性拘束ひずみ ε_w^p の分布と大きさは、条件によって相違する（Table 5-1 の領域(2),(3)）。この場合、塑性拘束ひずみ ε_w^p の分布と大きさが、力学的拘束条件の厳しさを表していると考えることができる。

実際に、1次元拘束状態、2次元拘束状態にかかわらず、溶接残留応力は、溶接後の冷却過程で 1) 塑性拘束ひずみ ε_w^p を生じないで生成される場合と、 2) 生じて生成される場合とがある。上記 1) の場合には、1次元、2次元拘束状態に関係なく、拘束応力、拘束ひずみ（弾性）あるいは適当な拘束度（2次元拘束状態における3つの異なる荷重条件に対する個々の拘束度の力学的指標としての意義は次節で述べる。）を用いて力学条件の厳しさが評価できる。

これに対し、上記 2) の場合、基本的には拘束応力あるいは拘束度を用いて力学条件の厳しさは評価できない。この場合には、上述のように塑性拘束ひずみの分布と大きさをもとにして、力学的拘束条件の厳しさを評価することになる。このような観点からすれば、弾性、塑性域にかかわらず力学的拘束条件の厳しさを統一的に評価する力学的指標としては、弾性拘束ひずみ ε_w^e と塑性拘束ひずみ ε_w^p との和、すなわち、拘束ひずみ ε_w を力学的指標とするのが妥当である（Table 5-1）。

以上の理由から、1次元、2次元拘束状態の継手をも含めて、鋼種、溶接条件、予熱温度等が種々変化する中で、簡単に計算できかつ鋼材の非線形挙動が考慮できる力学的指標、すなわち、力学的拘束条件の厳しさが弾性、塑性域に限らず統一的に評価できる新たな力学的指標として「拘束ひずみ： ε_w 」を用いることを提案する。

拘束ひずみ ε_w は弾性拘束ひずみ ε_w^e と塑性拘束ひずみ ε_w^p との和、すなわち、次式で与えられる。

$$\varepsilon_w = \varepsilon_w^e + \varepsilon_w^p \quad (5.2)$$

ここに、

$$\varepsilon_w^e = \sigma_w / E \quad [\sigma_w \leq \sigma_Y]$$

$$\varepsilon_w^p = (S_T - S_e) / b_w$$

1次元拘束状態の溶接金属に生じる拘束応力 σ_w 、拘束ひずみ ϵ_w の具体的な解析的計算法は付録5.1に、また、2次元拘束状態の溶接金属に生じる3つの特徴ある応力状態に対応した拘束応力 σ_w 、拘束ひずみ ϵ_w の具体的な解析的計算法は2章および3章で詳述している。

5.4 2次元拘束状態に対する力学的指標としての拘束度の意義とその実用性

5.4.1 2次元拘束状態における拘束度の力学的背景

拘束度 R の定義によれば、拘束度 R は溶接部に作用させた荷重 p （単位長さ当り）と、これによって開先に生じる弾性変位 δ とを用いて、次式（1章の式（1.1））から計算することになる。すなわち、

$$R(x) = p(x) / \delta(x) \quad (1.1)$$

ここで、スリット溶接継手のような2次元拘束状態の拘束度 R は、溶接によって溶接金属に生じた拘束応力（残留応力） σ_w （ $p = \sigma_w h_w$ 、 h_w ：溶接金属ののど厚）と、溶接部の切断により拘束応力 σ_w を解放することからスリット縁に生じる弾性変位 δ とを用いて、定義に従って式（1.1）から長さ方向の関数として計算することになる。

2次元拘束状態の場合、拘束度を計算する方法として、1章で述べたように基本的に3つある。これらの拘束度が表す力学的拘束状態の厳しさを、以下において検討する。

(1) 溶接残留応力とこれをスリット縁に沿って解放することによって開先に生じる弾性変位の実測値を用いる場合：

これによる拘束度を R_a とする。

この場合、実測した溶接残留応力 σ_w と、これを切断解放したときの変位を δ とすると、これらはいずれも長さ (x) の関数であり、拘束度は

$$R_a(x) = \sigma_w(x) h / \delta(x) \quad (5.3)$$

となる。

他方、溶接残留応力 σ_w を弾性係数 E で除せば、弾性拘束ひずみ ϵ_w^e が計算できる。

$$\sigma_w / E = \epsilon_w^e = \epsilon_w \quad (5.4)$$

したがって、拘束ひずみ ϵ_w が力学的な拘束状態の厳しさを表すとすれば、わざわざ拘束度 R_a を計算するにおよばない。

(2) 解放される弾性変位がスリット縁に沿って一様の場合（一定変位に対する拘束度）：

この状態に対して計算される拘束度を R_δ とする。

弾性変位 $\delta(x) = 1$ と考えると、式 (1.1) の定義にしたがって R_δ は、

$$R_\delta = p = \sigma_w h_w \quad (5.5)$$

となる。この場合、式 (5.5) の $\sigma_w(x)$ が生じる残留応力である。式 (5.5) を書き改めると、次式となる。

$$(1/E)(1/h_w) R_\delta = \sigma_w/E = \varepsilon_w^e \quad (5.6)$$

よって、 R_δ は弾性拘束ひずみ ε_w^e に対応したものを表す。

(3) 生じる残留応力が一様の場合（一定荷重に対する拘束度）：

この状態の拘束度を R_p とする。

生じる一様応力 $\sigma_w(x) = 1$ とすれば、式 (1.1) の定義にしたがって R_p は、

$$R_p = p/\delta = h_w/\delta \quad (5.7)$$

となる。式 (5.7) の $\delta(x)$ が解放される弾性変位であり、スリット間隙 b_w で除すると弾性拘束ひずみ ε_w^e が得られる。

$$\varepsilon_w^e = \delta/b_w = 1/[(b_w/h_w) R_p] \quad (5.8)$$

この場合、拘束度 R_p の逆数が弾性拘束ひずみ ε_w^e の分布を表しており、スリット縁に沿って楕円分布となる（式 (1.17)）。

以上、個々の拘束度を検討したが、いずれも拘束度の定義が式 (1.1) で与えられる限り、拘束度は弾性拘束ひずみ ε_w^e を何らかの形で代表するものである。したがって、新しく提案した拘束ひずみ ε_w （弾性 ε_w^e および塑性拘束ひずみ ε_w^p の和）を力学的拘束条件の厳しさを表す指標の基準にとると、いずれの拘束度も塑性拘束ひずみ ε_w^p を表しえないことがわかる。

ところで、Table 5-1 の領域(3)の2)では塑性拘束ひずみ ε_w^p の分布が楕円形となる。これは式 (5.8) に示す δ に相似である。式 (5.8) は、本来弾性拘束ひずみ ε_w^e を表すものであるが、 ε_w^e と ε_w^p との分布がたまたま楕円形になる領域では、式 (5.8) の ε_w^e を係数倍して ε_w^p の大きさに対応させることができる。

5.4.2 力学的指標としての拘束度の実用性

ここでは、拘束ひずみ ε_w を基準として前記の3つの拘束度の力学的指標としての実用性を検討する。

(1) 実測の溶接残留応力、弾性変位を用いて計算される拘束度： R_a

溶接条件により溶接金属に生じる残留応力が種々変化するため、この種の拘束度 R_a は以下の拘束度のように、幾何学的寸法のみ関数として一意的に計算できない欠点がある。しかし、弾性拘束ひずみ（溶接残留応力）を直接計測するため、弾性域の力学的拘束条件の厳しさを最も精度よく表している。

(2) 一定変位に対する拘束度： R_δ

Table 5-1 に示すように、スリットに沿う応力が(1)弾性、(2)弾塑性 となるいずれの領域でも、弾性部分に生じる拘束応力 σ_w 、拘束ひずみ ε_w ($= \varepsilon_w^e$) が R_δ を用いて次式のよう精度よく求まる。すなわち、

$$\begin{aligned}\sigma_w &= m_\delta R_\delta \\ \varepsilon_w^e &= \sigma_w/E = (1/E)m_\delta R_\delta\end{aligned}\quad (5.9)$$

ここに、

$$\begin{aligned}m_\delta &= (6 \sim 10) \times 10^{-2} \\ R_\delta &= (1 - \beta_\delta) \frac{E}{\pi} \frac{h}{l^2} \frac{1}{1 - \chi_1^2} \quad : \text{一定変位に対する有限板の拘束度} \\ \beta_\delta &: (1 - \chi_1^2) \beta_{\delta 0}, \quad \beta_{\delta 0} = 2 \beta_p, \quad \chi_1 = 2x/l' \\ \beta_p &: \text{式 (1.15) の } l \text{ に } l' \text{ を用いる。} \\ l' &\text{ は第 1 近似として式 (2.10) から求まる。}\end{aligned}$$

以上から、幾何学的寸法のみ関数として一意的に計算できる一定変位に対する拘束度 R_δ を用いて、Table 5-1 で示した領域 (1)、(2) ; すなわち、 $h_{cr}/l < \sigma_y/E$ を満たす領域の弾性部分に生じる拘束応力、拘束ひずみの大きさ、分布ともに精度よく予測できる。

(3) 一定荷重に対する拘束度： R_p

Table 5-1 の (3)全長塑性 となる領域では、スリット長全域で生じる拘束応力 σ_w は一定値（降伏応力）となるが、塑性拘束ひずみ ε_w^p は3つの特徴ある分布に分けられた。この中で、 ε_w^p が近似的に楕円分布となる領域、すなわち、2) $0.25 \leq h_{cr}/l < 0.35$ の領域では、前記 (5.4.1 項) のように ε_w^p の大きさ、分布ともに R_p (式 (1.17))を用いて次式に示すように表すことができる。この領域では、スリット中央部の力学条件が最も厳しい。

$$\varepsilon_w^p = E/(m_p R_p) \quad (5.10)$$

ここに、

$$m_p = \frac{b_w/h_w}{\frac{1}{\pi} \frac{\alpha(T_m - T_i)h_{cr}}{l} \frac{h}{h_w} (2 - c_1) - \frac{\sigma_Y}{E}}$$

次に、3) $0.35 \leq h_{cr}/l \leq 1.0$ の領域で生じる塑性拘束ひずみ ε_B の分布は凸形であり、前述と同様、スリット中央の力学条件が最も厳しい。このため、 ε_B の大きさ、分布ともに多少精度に問題があるにせよ、厳密な議論を避けると力学条件の厳しさは式 (5.10) を用いて予測することができる。他方、1) $\sigma_2^* \leq h_{cr}/l < 0.25$ の領域で生じる ε_B は上述とは異なり、スリット中央よりもむしろスリット端部側の拘束が厳しくなる。したがって、この領域では拘束度 R_p を用いて力学条件の最も厳しい位置さえ予測することは困難となる。

以上より、幾何学的寸法のみから一意的に計算できる一定荷重に対する拘束度 R_p を用いて溶接金属が全長塑性化している領域： $h_{cr}/l \geq \sigma_2^*$ の中で $0.25 \leq h_{cr}/l < 1.0$ を満たせば、塑性拘束ひずみ ε_B の大きさ、分布が式 (5.10) から予測できる（ただし、一部精度のよくない領域： $0.35 \leq h_{cr}/l \leq 1.0$ を含む）。

(4) 拘束度による力学条件の厳しさの相対的表示

既に述べたように、3つの荷重条件に対する拘束度は、拘束ひずみの大きさと分布を表す指標として適用するには限界がある。ここでは、適用限界を超えかつ厳密な議論を避けた場合、拘束度が力学条件の厳しさを相対的に表しうるかどうかを検討する。なお、ここでは幾何学的寸法のみ関数として一意的に計算できる一定変位に対する拘束度 R_s および一定荷重に対する拘束度 R_p のみ取扱う。

厳密な議論を行わないので、例えば、平均拘束度を用いて相対的な力学条件の厳しさを比較検討するのが妥当と思われる。ところが、一定変位に対する拘束度は平均拘束度が定義できない（1章）。このため、ここではスリット中央の拘束度： R_{p0} 、 R_{s0} および一定荷重に対する平均拘束度 $\bar{R}_p$ を用いて議論を進める。

幾何学的寸法が同じであれば、 R_p と R_s との間には相関関係があることは1章で述べた。ここで、スリット中央に注目すると、 R_{p0} 、 R_{s0} と平均拘束度 $\bar{R}_p$ との間にも相関関係が成立する。これらの関係を、拘束係数（拘束度／母板の板厚）で示すと、

$$\bar{r}_p = 1.2732 r_{p0} = 3.0534 r_{s0} \quad (5.11)$$

ここに、

$\bar{r}_p = (\bar{R}_p/h)$: 一定荷重に対する平均拘束係数 (kg/mm³・mm)

$r_{p0} = (R_{p0}/h)$: 一定荷重に対するスリット中央の拘束係数

$r_{\delta 0} = (R_{\delta 0}/h)$: 一定変位に対するスリット中央の拘束係数

式 (5.11) の相関関係を利用すると、一方の拘束度から他方の拘束度に容易に変換できる。このことは、幾何学的寸法が同じ場合、1つの拘束度が力学的指標として有用であれば、他の2つに対しても平均的には同様の関係が成立することになる。

まず、Fig.5-2 において、拘束係数 $\bar{r}_p$, r_{p0} , $r_{\delta 0}$ と (2)最大拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{\max}$ との関係に注目する。 $\bar{r}_p$, r_{p0} , $r_{\delta 0}$ の増加に伴って $(\varepsilon_w)_{\max}$ は単調に増加し、その限界は $\bar{r}_p < 200$, $r_{p0} < 160$, $r_{\delta 0} < 85$ (kg/mm³・mm)である。一方、スリット中央の拘束ひずみ ε_{w0} に注目すると、これを示す実線は縦軸の $\varepsilon_Y = \sigma_Y/E$ で折れる。すなわち、スリット中央部が弾性域にある場合： $h \delta_T/l < \sigma_Y^2$ と塑性域： $h \delta_T/l \geq \sigma_Y^2$ にある場合の2領域に分けることができる。それぞれの領域では、 $\bar{r}_p$, r_{p0} , $r_{\delta 0}$ の増加に伴って ε_{w0} も増加するが、両領域にわたって連続した一様な増加傾向にない。

したがって、それぞれの領域内に限れば、拘束係数(拘束度)は相対的に ε_{w0} の大きさを表す。しかし、 $\bar{r}_p$, r_{p0} , $r_{\delta 0}$ が前述の限界値を超えると、拘束ひずみは減少する傾向を示し、もはや力学条件の厳しさを表しえない。

他方、拘束度が同じであっても鋼種、予熱温度等の変化により拘束ひずみの大きさが異なるが、前章で詳述 (Fig. 4-8) したように、鋼種、試験片寸法、入熱量および予熱温度を一定にして母板の板厚のみ種々変化するような場合、一定荷重に対する平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ は溶接金属に生じる拘束ひずみとの関連において、弾性域と塑性域の個々の領域で相対的な力学条件の厳しさを比較する簡明な指標として用いることができる。

以上、(1) ~ (4) で述べたように、鋼種、幾何学的寸法、入熱量、予熱温度および母板の板厚等が種々変化する一般の場合、新しく提案した「拘束ひずみ： ε_w 」と同程度の精度をもつ力学的指標として拘束度を用いることは無理で、おのずと適用限界があり、限界内では力学条件の厳しさを簡便に表す指標として拘束度を用いることは可能である。しかし、適用限界を超えて使用するには、幾何学的寸法から決まる拘束の厳しさを比較することはできるであろうが、力学的指標として用いることは難しく、十分な注意が必要である。

5.5 結 言

本章では、2章および3章で展開した解析的計算法を用いて一連の理論計算を行い、2次元拘束状態の継手に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみの一般特性を明らかにした。結果として、従来の定義（式(1.1)）に基づく3つの異なる荷重条件に対する拘束度に代る新たな力学的指標として、「拘束ひずみ」を提案すると共に、拘束度の力学的指標としての実用的意義を検討した。

得られた主な結果は次のとおりである。

(1) スリット溶接のような2次元拘束状態では、溶接金属に生じる拘束応力、拘束ひずみは幾何学的寸法のみならず入熱量の関数である h_{cr} とスリット長 l との相対的大きさ： h_{cr}/l に大きく依存してスリット縁に沿う分布および大きさが決まる。

(2) 入熱量に比べてスリット長が長い（スリット長に比べ入熱量が小さい）場合、スリット端近傍の力学的拘束条件が厳しい。逆に、スリット長が短く（入熱量が大きく）なるにしたがって、力学的拘束条件の厳しい位置がスリット中央部へ移る。

(3) 2次元拘束状態における力学的指標として、3つの異なる荷重条件に対するいずれの拘束度を用いても、拘束度が従来の定義（式(1.1)）に基づく限り、拘束度は弾性拘束ひずみを何らかの形で代表するものであり、塑性拘束ひずみを表しえない。

(4) 溶接金属に生じる応力が弾性域にある場合、応力とひずみとは1対1の対応関係にあるが、塑性化すると、応力は溶接金属の降伏応力と等しくなり、それ以上大きくなれない。しかし、塑性拘束ひずみは条件によって種々変化する。この場合、塑性拘束ひずみが力学的拘束条件の厳しさを表していると考えることができる。したがって、1次元、2次元拘束状態にかかわらず、線形力学を基礎とした従来の定義に基づく拘束度を力学的指標として用いる限り、塑性域の力学的拘束条件の厳しさは評価できないことになる。このような理由から、力学的拘束条件の厳しさを簡潔かつ弾性、塑性域に限らず統一的に表す指標として、非線形力学を基礎としたより合理的と考えられる弾性拘束ひずみと塑性拘束ひずみとの和、すなわち、「拘束ひずみ： ε_w 」を力学的指標として用いることを提案した。

解析的計算法から計算される拘束ひずみを基準として、従来の定義に基づく3つの拘束度の力学的指標としての実用性を検討した。その結果、

(5) 実測の残留応力と、それをスリット縁に負荷したときに生じる弾性変位を用いた場合の拘束度は、幾何学的寸法のみ関数として一意的に計算できない欠点がある。しかし、溶接金

属に生じている実際の弾性拘束ひずみを計測して拘束度を計算するため、弾性域における力学的指標としては最も精度が高いが、わざわざ拘束度を計算するにおよばない。

(6) 一定変位に対する拘束度を用いて、溶接金属に生じる拘束応力の中で弾性部分に生じる拘束応力、拘束ひずみの分布、大きさともに精度よく予測できる。

(7) スリット縁に沿って一定分布荷重を負荷すると、スリット縁に弾性変位が生じる。弾性変位をスリット間隙で除した弾性拘束ひずみは、一定荷重に対する拘束度の逆数に比例する。この弾性拘束ひずみと、溶接金属に生じる塑性拘束ひずみとの分布がたまたま一致する領域：

$0.25 \leq h_{cr}/l < 0.35$ では弾性拘束ひずみ（一定荷重に対する拘束度の逆数）を係数倍することによって、塑性拘束ひずみの分布と大きさに対応させることができる。また、スリット縁に沿う塑性拘束ひずみの分布、大きさともに多少精度は落ちるが、 $0.35 \leq h_{cr}/l \leq 1.0$ の領域に対しても一定荷重に対する拘束度を用いて力学的拘束条件の厳しさが推定できる。

(8) 溶接金属に生じる拘束ひずみの分布と大きさに対する厳密な議論を避けると、異なった寸法の試験片に対する力学的拘束条件の厳しさを簡明に表す力学的指標として一定変位および一定荷重に対する拘束度を用いることができる。ただし、この場合にも、拘束度を力学的指標とするには適用領域と限界があり、これを超えると、拘束度が増加するにもかかわらず塑性拘束ひずみは減少することになるので、注意を要する。

(9) 前章で詳述したが、鋼種、試験片寸法、入熱量および予熱温度（初期温度）を一定にして母板の板厚のみ種々変化するような場合、一定荷重に対する平均有効拘束度 $(R_p)_\eta$ は弾性、塑性域の個々の領域で相対的な力学的拘束条件の厳しさを比較する指標として、その簡便さから有用である。

付録 5.1 母板の板厚とのど厚比を考慮した 1 次元拘束状態の拘束応力・ひずみの
解析的計算法

Fig.1-10(a) に示す 1 次元拘束状態の継手（R R C 試験）を対象として、収縮と拘束応力に関しては、既に詳細な研究がなされている [1～3]。

ここでは、母板の板厚に比べてのど厚が小さい場合、すなわち、母板の板厚とのど厚比： h/h_w を考慮して溶接金属に生じる拘束応力・ひずみを解析的に計算する計算式を示す。ただし、詳細な解析理論と手順はここでは省き、(1) 溶接金属が弾性域にある場合と、(2) 塑性域にある場合とに分類して、溶接金属に生じる拘束応力 σ_w 、拘束ひずみ ε_w の具体的な計算式のみ以下に記述する。

(1) 溶接金属が弾性域にある場合の拘束応力 σ_w 、拘束ひずみ ε_w の解析的計算式

$$\begin{aligned}\sigma_w &= (S_T/h_w)(R_p)_\eta \quad [\sigma_w \leq \sigma_Y] \\ \varepsilon_w &= \varepsilon_w^e = \sigma_w/E\end{aligned}\quad (A5.1)$$

ここに、

$$S_T = \alpha(T_{mf} - T_i)h_{cr}^i \quad : \text{固有収縮量} \quad (A5.2)$$

$$(R_p)_\eta = \eta(Eh/B) \quad : \text{継手の有効拘束度} \quad (A5.3)$$

ε_w^e : 弾性拘束ひずみ, T_{mf} : 見掛けの力学的剛性回復温度, T_i : 初期温度

α : 線膨張係数, E : ヤング率, σ_Y : 溶接金属の降伏応力

η : 式 (A1.17)

(2) 溶接金属が塑性化した場合の拘束応力 σ_w 、拘束ひずみ ε_w の解析的計算式

$$\begin{aligned}\sigma_w &= \sigma_Y \\ \varepsilon_w &= \varepsilon_w^e + \varepsilon_w^p = \sigma_Y/E + (S_T - S_e)/b_w\end{aligned}\quad (A5.4)$$

ここに、

$$S_e = \sigma_Y h_w/(R_p)_\eta \quad : \text{母板の弾性変形量} \quad (A5.5)$$

ε_w^p : 塑性拘束ひずみ, b_w : のど間隙

以上、母板の板厚とのど厚比を考慮して 1 次元拘束状態（R R C 試験）の継手に生じる拘束応力 σ_w 、拘束ひずみ ε_w を弾性域と塑性域とに分類して解析的に計算する計算式を示した。

第 6 章 新たに提案した力学的指標の 妥当性の検証と溶接冷間割れ 防止条件の選定

6.1 緒 言

溶接割れは溶接構造物の強度ひいては安全性を低下させる危険性があり、割れの生じない溶接施工条件を選定する必要がある。

この種の問題に対し、耐溶接割れ条件の評価を簡潔かつ統一的行うことを目的として従来から多くの研究がなされてきている。そのひとつに、約 200 鋼種の高張力鋼を用いて割れ試験を行い、その結果をもとに鋼材の化学組成、溶着金属の拡散性水素濃度および継手の拘束度の 3 因子を割れ感受性の支配因子と考え、これらの因子を用いて溶接冷間割れ感受性指数値 P_w が提案されている [6]。さらに、 P_w 値を用いて溶接冷間割れ防止のための適正予熱条件の選定法が示されている [7]。

最近では、 P_w 値に含まれる割れ因子のひとつである拡散性水素濃度の取扱い精度を上げ、従来の冷間割れ試験データを再整理し、あらたに P_{HA} 値が提案されている [8]。

これらはいずれも斜め Y 形溶接割れ試験片を用いたものである。既に 4 章で、斜め Y 形溶接割れ試験片を取り上げ、鋼種、予熱温度、入熱量および母板の板厚等を種々変化させて一連の理論解析を行い、この試験片の力学的特性を明らかにしている。

本章では、まず、溶接冷間割れ感受性指数値 P_w および P_{HA} を力学的観点から検討する。また、溶接冷間割れの力学的指標として、継手の拘束度に代り、5 章で新たに提案した拘束ひずみを用いて割れ実験結果を解析し、拘束ひずみを用いることの妥当性を示す。そして、拘束ひずみを基本とした溶接冷間割れ防止条件の選定法を示す。

6.2 溶接冷間割れ感受性指数に対する力学的観点からの検討と割れ発生条件

ここでは、溶接冷間割れ感受性指数値 P_w および P_{HA} を力学的観点から検討する。

溶接冷間割れ感受性指数値 P_w および P_{HA} を用いた割れ防止条件の選定法を模式的に示したのが Fig. 6-1 である。横軸は割れ感受性指数値 P_w および P_{HA} 、縦軸は 100℃ までの冷却時間あるいは予熱温度を示している。溶接施工条件が決まると横軸が決まり、この点からあげ

た垂線が、割れ発生を示す限界線以上になるように溶接施工条件を選定すれば、割れの生じない継手を得ることになる〔6～8〕。ところで、割れ感受性指数値は鋼材の化学組成 P_{cm} 、拡散性水素濃度 H_D 、継手の拘束度 R の和（詳細は文献〔6，8〕を参照）として与えられている。すなわち、

$$\left\{ \begin{array}{c} P_w \\ P_{HA} \end{array} \right\} = P_{cm} + f_1(H_D) + f_2(R) \quad (6.1)$$

ここに、

$$P_{cm} = C + S_i/30 + (M_n + C_u + C_r)/20 + N_i/60 + M_o/15 + V/10 + 5B$$

H_D ：溶着金属 100 g 当りの拡散性水素濃度（JIS Z3113 に準じた計測値）

f_1, f_2 ：カッコ内の関数であることを意味する

拡散性水素はブローホール等の欠陥、転位等を集積して鋼材を脆化させ、鋼材の延性・変形能を低下させる。したがって、鋼材の化学組成 P_{cm} と拡散性水素濃度 H_D の双方を冶金的因素と考えることができる。他方、継手の拘束度 R は応力あるいはひずみを近似的に表す力学的因子である。

以上のような考察からすれば、溶接冷間割れ感受性指数値 P_w および P_{HA} は冶金的因素と力学的因子との和になっていることがわかる。すなわち、

$$\left\{ \begin{array}{c} P_w \\ P_{HA} \end{array} \right\} = \text{冶金的因素} + \text{力学的因子} \quad (6.2)$$

ここに、

冶金的因素： $P_{cm} + f_1(H_D)$

力学的因子： $f_2(R)$

ところで、力学的観点から一般的に溶接冷間割れ発生条件を述べると、溶接により生じる力学的因子（拘束応力・ひずみあるいは継手の拘束度）がある限界値を超えると割れが発生することになる。その限界値は、鋼材の冶金的因素（鋼材の変形能・延性）で決まる。したがって、力学的観点から割れ発生条件を考えると、溶接によって継手に生じる力学的指標と冶金的因素から決まる割れに対する限界値（材料特性値）との大小関係で割れの発生条件が決まることになる。すなわち、

$$\epsilon_w > (\epsilon_w)_{cr} \quad : \text{割れる} \quad (6.3)'$$

$$\epsilon_w < (\epsilon_w)_{cr} \quad : \text{割れない} \quad (6.3)$$

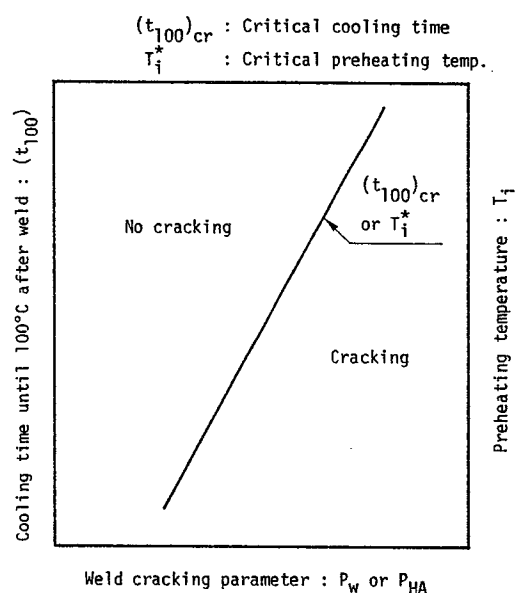


Fig. 6-1 Schematic representation of selecting method for prevention of cold cracking using cracking parameter

上式は、鋼種、継手形式等を含めて、溶接により継手に生じる拘束ひずみ ε_w が割れの限界値：限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ よりも小さくなるように施工条件を選定すれば、割れの生じない健全な継手を得られることを示している。当然のことながら鋼材の変形能が低下すると割れ感受性は高くなる。

以上の観点から、斜めY形溶接割れ試験片の割れ防止限界予熱温度を求めることを目的として行われた実験結果を解析する。これにより、5章で新しく提案した拘束ひずみを溶接冷間割れの力学的指標として用いることの妥当性を検証すると共に、割れの限界値（限界拘束ひずみ）を定義する。

実験値は以前、鈴木ら〔8〕が P_{HA} を提案する際に用いたものであり、高セルローズ系の溶接棒を用いた2例の試験結果を含む。実験結果の解析に際し、鋼材の引張強さを基準として鋼種を大きく3種類（HT50, HT60, HT80 級鋼）に分類した（Table 4-1）。そして、鋼材の化学組成 P_{cm} と拡散性水素濃度 H_D の双方を冶金因子とする。また、拡散性水素は低水素系および高セルローズ系を含めて統一的に取扱うことを考え〔8〕、次式の P_S を冶金指標とする。

$$P_S = P_{cm} + 0.088 \log (\lambda H_D) \quad (6.4)$$

ここに、

$\lambda = 0.6$: 低水素系

$\lambda = 0.24$: 高セルローズ系

6.2.1 従来の力学的指標（拘束度）による実験結果の解析

現在のところ、溶接冷間割れの力学的指標として、 P_w 値または P_{HA} 値に含まれているように、継手の拘束度が広く一般に用いられている。拘束度を力学的指標として用いる際の適用性は既に述べた。ところで、継手の拘束度を力学的指標と考え、実際に実験値 [8] を冶金学的指標 P_S と拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ （一定荷重に対する平均有効拘束度）との関係で示すと Fig. 6-2 のようになる。

前述の力学的観点からすれば、 P_S が大きくなる（延性が低下する）と小さな拘束度で割れが発生することになるはずである。しかし、このような傾向は見いだせず、データは鋼種に無関係にばらついており、冷間割れに対する限界拘束度 $(\bar{R})_{cr}$ が定義できない。これは、4章で詳述したように試験片寸法を限定しても、拘束ひずみは鋼種（温度冷却過程の相変態温度領域および強度レベルの相違）、予熱温度等の影響を多大に受けスリット縁に沿う分布および

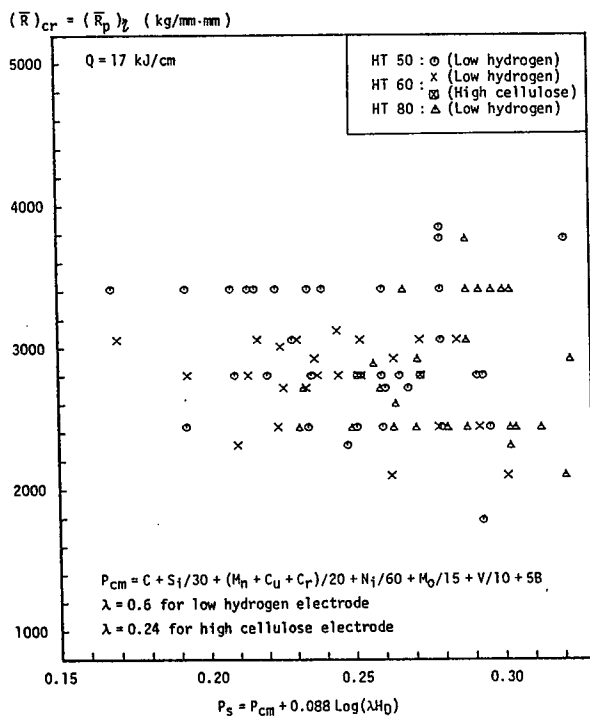


Fig. 6-2 Relation between P_S and critical effective restraint intensity of high strength steels

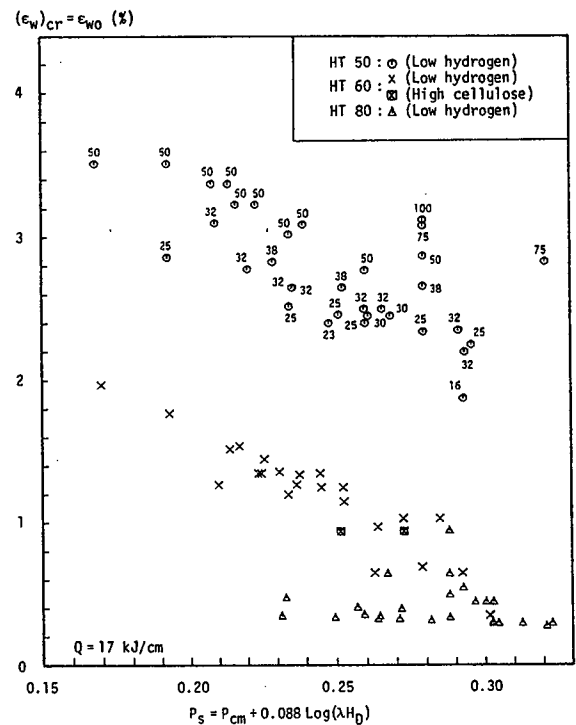


Fig. 6-3 Relation between P_S and critical restraint strain of high strength steels

大きさが種々変化するが、拘束度は板厚が同じであれば、鋼種、予熱温度の変化には無関係に一定値となる。すなわち、同じ力学条件を想定したことになる。このため、割れ実験結果が鋼種に無関係にばらついたものと考えられる。

6.2.2 新たな力学的指標（拘束ひずみ）による実験結果の解析と限界拘束ひずみ

ここでは、拘束ひずみ ε_w を力学的指標と考えて前述の割れ防止限界予熱温度に対する実験値を解析し、限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ を定義する。そして、 $(\varepsilon_w)_{cr}$ を伊藤、別所 [5] が行った 200 鋼種 487 条件に対する割れ試験結果に適用し、拘束ひずみ ε_w を統一的な力学的指標として用いることの妥当性を検討する。

Fig.6-2 で用いた実験値を冶金学的指標： P_S と力学的指標：拘束ひずみ ε_w との関係で示したのが Fig. 6-3 である。いずれの鋼種においても、変形能が低下する（ P_S が大きくなる）に従って小さな拘束ひずみで割れが発生しており、鋼種ごとに板厚の関数（図中の数字は板厚を表す）として限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ が定義でき、溶接冷間割れに対する力学的指標として拘束ひずみが有用であることが理解できる。ここで、鋼種ごとに限界拘束ひずみの大きさが異なっているが、これは、温度冷却過程の相変態温度領域および強度レベルの違いにより、塑性拘束ひずみの大きさが異なるためである。

Fig.6-3 から決定される斜め Y 形溶接割れ試験片の限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ は次式のように定式化できる。

(1) HT50 に対する限界拘束ひずみ [$15 \leq h \leq 50$]

$$\begin{aligned} (\varepsilon_w)_{cr} &= (0.0376 h - 13.479) P_S + 0.0066 h + 5.432 & [0.16 < P_S \leq 0.255] \\ (\varepsilon_w)_{cr} &= 0.0162 h + 1.995 & [0.255 \leq P_S < 0.32] \end{aligned} \quad (6.5)$$

(2) HT60 に対する限界拘束ひずみ [$15 \leq h \leq 50$]

$$\begin{aligned} (\varepsilon_w)_{cr} &= (0.0994 h - 18.46) P_S - 0.0077 h + 5.1884 & [0.16 < P_S \leq 0.265] \\ (\varepsilon_w)_{cr} &= 0.01864 h + 0.2965 & [0.265 \leq P_S < 0.32] \end{aligned} \quad (6.6)$$

(3) HT80 に対する限界拘束ひずみ [$20 \leq h \leq 50$]

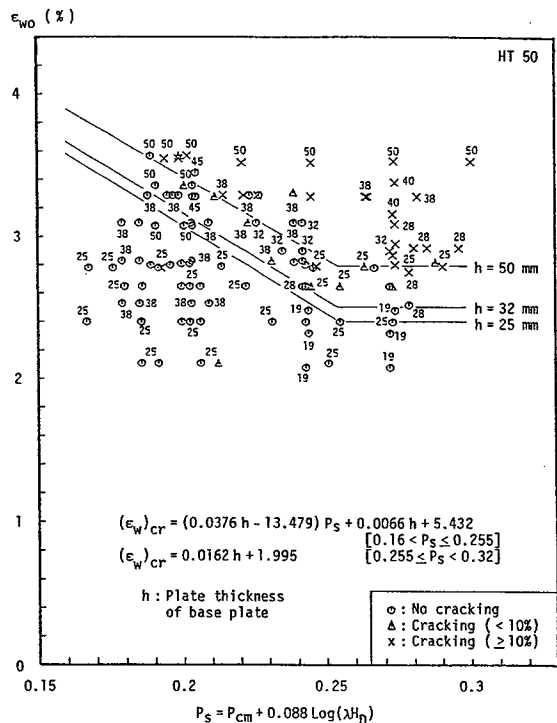
$$\begin{aligned} (\varepsilon_w)_{cr} &= -(0.2868 h - 6.6251) P_S + 0.08784 h - 1.72253 & [0.2 < P_S \leq 0.3] \\ (\varepsilon_w)_{cr} &= 0.0018 h + 0.265 & [0.3 \leq P_S < 0.4] \end{aligned} \quad (6.7)$$

上式の限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ は冶金学的指標 P_s と板厚 h の関数になっている。本来割れに対する $(\varepsilon_w)_{cr}$ は鋼種（すなわち、 P_s ）によって決まり、板厚 h には無関係なはずである。これは、次のことに起因していると考えられる。

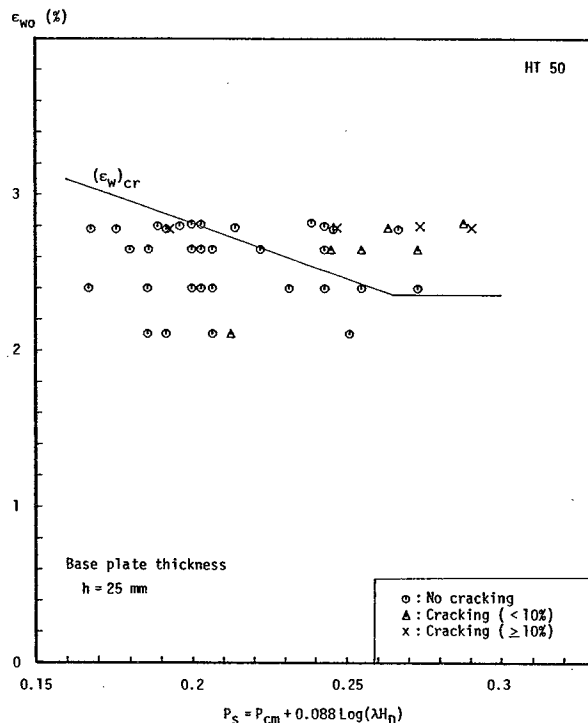
力学的指標である拘束ひずみ ε_w は、鋼種（相変態温度領域、強度レベルの違い）、母板の板厚、予熱温度の相違等を考慮して求めているが、ここで用いた冶金学的指標 P_s にはこれらの影響が考慮されていない。すなわち、予熱温度が同じであっても厚板と薄板とでは 100°C あるいは室温までの冷却時間が異なる。冷却時間の相違が、硬さ、残留水素濃度等に影響を及ぼし、耐割れ感受性を変化させることが十分予測される。このため、これらの影響を冶金学的指標に含ませると、板厚に無関係に各鋼種の限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ が明確に規定できるものと考えている。

他方、伊藤・別所が行った斜め Y 形溶接割れ試験片を用いた割れ試験結果（487 条件）を引張強さをもとに 3 鋼種に分類（Table 4-1）し、冶金学的指標 P_s と拘束ひずみ ε_{w0} との関係で整理したものを Fig. 6-4（HT50）、Fig. 6-5（HT60）、Fig. 6-6（HT80）に示す。Fig. 6-4 ～ Fig. 6-6 における (a) 図中の数字は母板の板厚を示し、実線は上述の限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ である。また、板厚を一定とした場合の結果も (b) ～ (d) に示している。

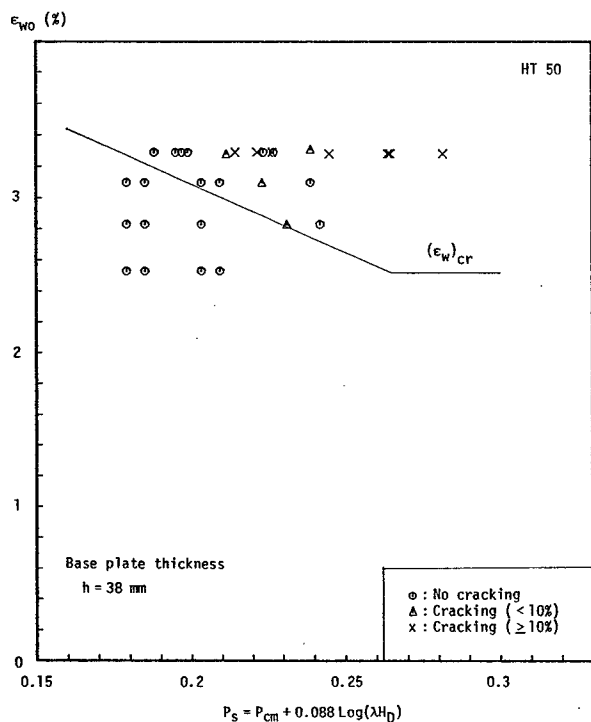
以上のことより、式 (6.5)、(6.6) または式 (6.7) から計算できる各鋼種の限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ は、全く別に行われた実験結果から決定されたものであるにもかかわらず、割れ発生の限界をよく表しており、拘束ひずみが力学的指標として有用であることがわかる。



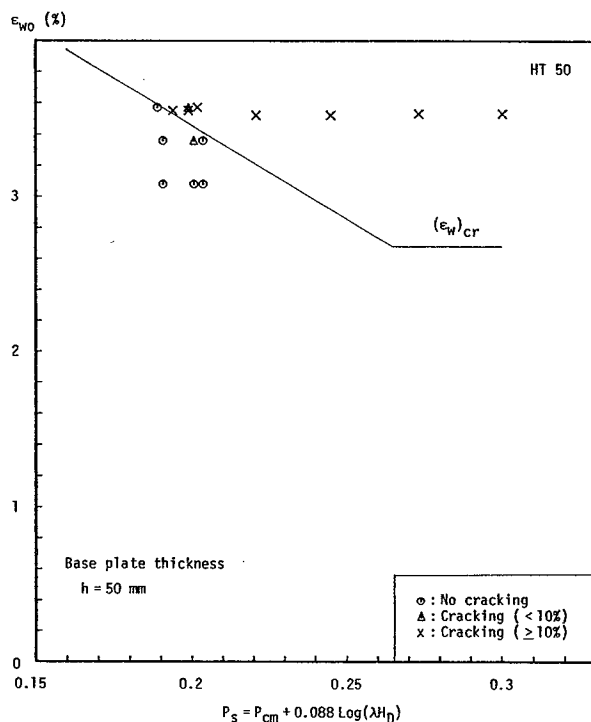
(a) $h = 19 \sim 50 \text{ mm}$



(b) $h = 25 \text{ mm}$

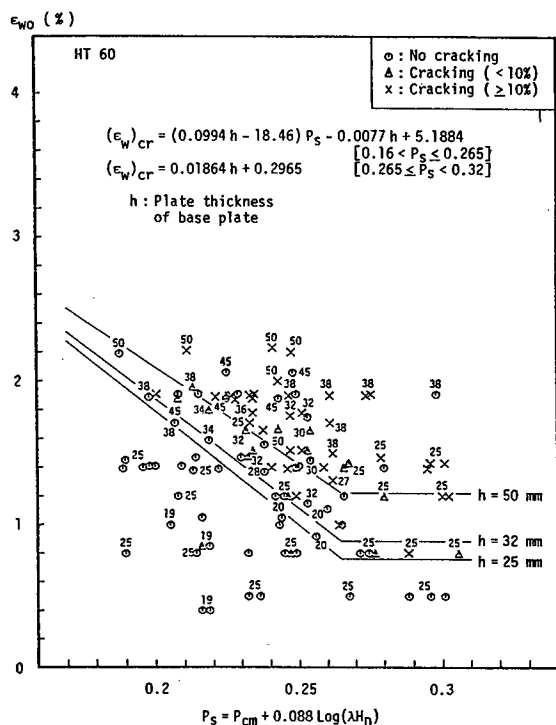


(c) $h = 38 \text{ mm}$

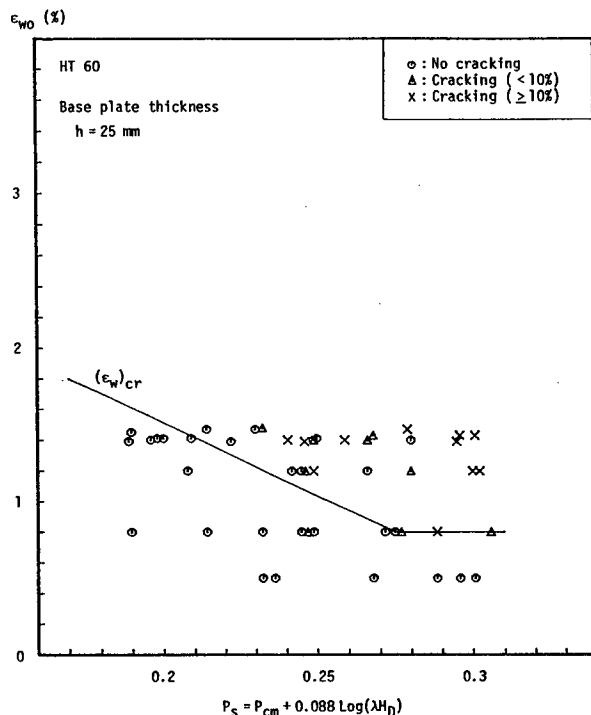


(d) $h = 50 \text{ mm}$

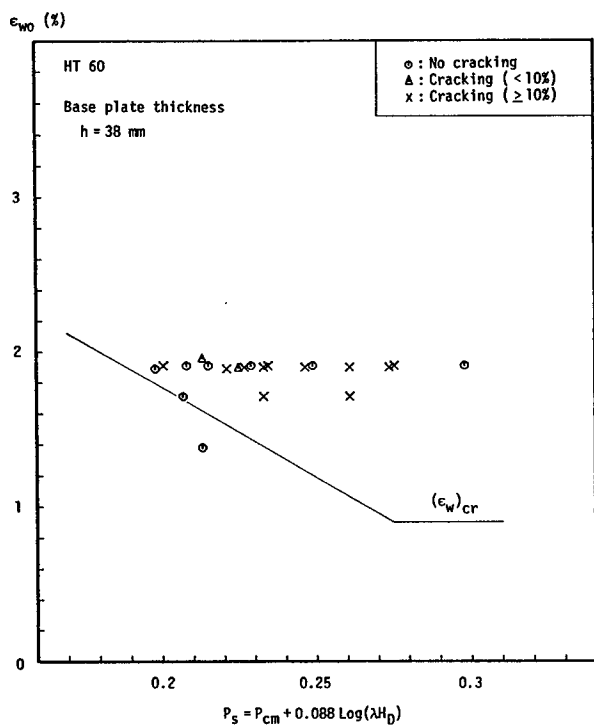
Fig. 6-4 Application of proposed critical restraint strain for prevention of cold cracking (HT-50)



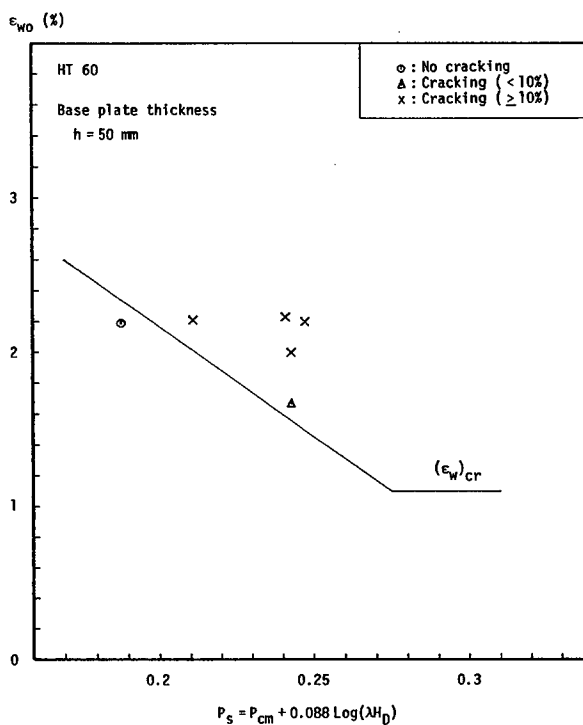
(a) $h = 19 \sim 50 \text{ mm}$



(b) $h = 25 \text{ mm}$

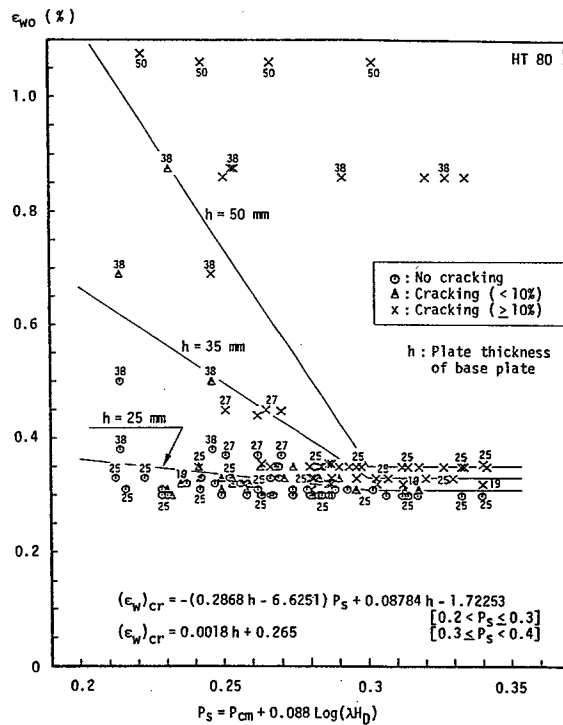


(c) $h = 38 \text{ mm}$

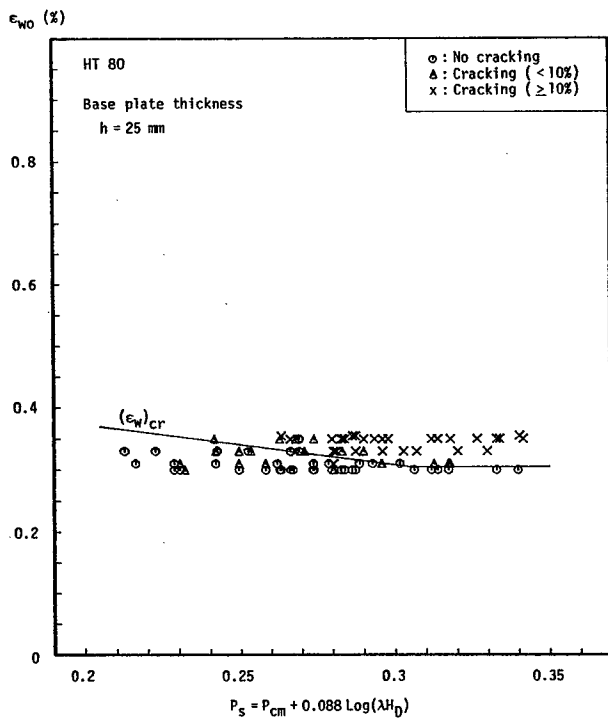


(d) $h = 50 \text{ mm}$

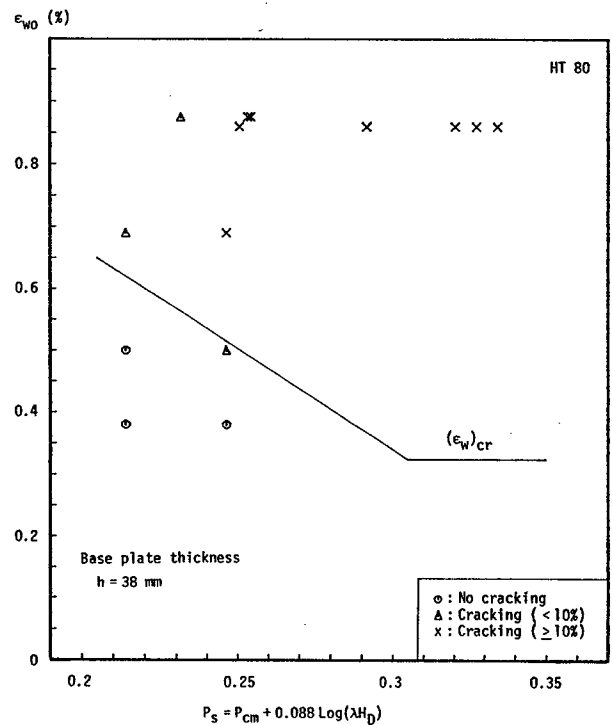
Fig. 6-5 Application of proposed critical restraint strain for prevention of cold cracking (HT-60)



(a) $h = 19 \sim 50 \text{ mm}$



(b) $h = 25 \text{ mm}$



(c) $h = 38 \text{ mm}$

Fig. 6-6 Application of proposed critical restraint strain for prevention of cold cracking (HT-80)

6.3 拘束ひずみを基準とした割れ防止条件の選定

ここでは、溶接冷間割れの力学的指標として新たに提案した拘束ひずみを基準として割れ防止対策を立てる場合の考え方を示す。そして、割れ防止に有用かつ実用的な一手段である予熱温度の推定手順を示す。

6.3.1 拘束ひずみを基準とした割れ防止対策の考え方

拘束ひずみを基準（式（6.3））として、割れ防止条件を選定するに際し、2つの計算が必要となる。この手順を Fig. 6-7 に示す。

まず、冶金的因子から決まる割れの限界値、すなわち、限界拘束ひずみを精度よく求めることが重要である。これに関しては、8.2.2 項でも述べたように、鋼材の組織、硬さ等は、継手形式、入熱量、予熱（後熱）温度等の影響を受けるであろうし、溶接による熱履歴、冷却速度等によっても影響を受けると考えられる。さらに、これらと拡散性水素濃度の関係等を明確にし、これらを考慮した割れに対する材料特性値、すなわち、限界拘束ひずみ $(\epsilon_w)_{cr}$ を精度よく求める必要がある。この精度が、推定した施工条件の精度を大きく左右することになる。

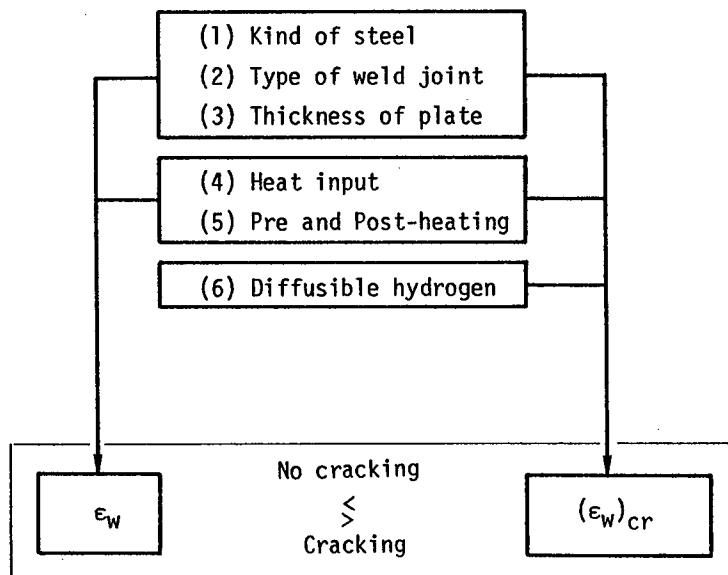


Fig. 6-7 Procedure for prevention of weld cold cracking in dynamical aspect

次に、拘束ひずみ ε_w （力学的指標）を計算する必要がある。これは、鋼種、継手形式（母板の板厚等の諸寸法を含む）、入熱量、予熱温度等が種々変化する一般の場合であっても、熱弾塑性解析等を適用して比較的容易に求めることができる。スリット溶接の場合には、熱弾塑性解析を行うことなく、2章および3章で展開した解析的計算法を適用して、拘束ひずみを簡単かつ精度よく求めることができる。

これらが求まると、鋼種、継手形式、入熱量、予熱温度等をも含めて、実溶接施工における拘束ひずみ ε_w が限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ よりも小さくなるように、すなわち、式 (6.3) を満たすように施工条件を選定し決定すれば、割れの生じない健全な溶接継手を得ることができる (Fig. 6-7)。

ここで、実溶接施工を考えると、設計段階で、鋼種、継手形式（母板の板厚等含む）が決まっている場合が多く、母板の板厚等から入熱量も決まる。このため、実溶接施工では、予熱（後熱、またはこれらを併用することもある）を行って、割れの生じない施工条件を選定することが多い。これに関しては次項で詳述する。

6.3.2 割れ防止条件の選定法に基づく予熱温度の推定手順

ここでは、割れ防止条件（式 (6.3)）の選定法に基づき、割れ防止に対し有用かつ実用的な手段のひとつである予熱温度の推定手順を示す。

具体例として、鋼種は HT50 で、入熱量 $Q = 17 \text{ kJ/cm}$ 、母板の板厚は $h = 30 \text{ mm}$ の斜め Y 形溶接割れ試験片を初層溶接する際の割れ防止に必要な予熱温度を推定することを考える。まず、簡単のため、限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ は既知とする。

HT50 の斜め Y 形溶接割れ試験片に対し、入熱量 $Q = 17 \text{ kJ/cm}$ 一定で、予熱温度、板厚を種々変化させ、この試験片の拘束ひずみ ε_w を計算しておく必要がある。スリット中央の拘束ひずみ $\varepsilon_{w0}(T_p, h)$ を Fig. 6-8 ((a) HT50, (b) HT60, (c) HT80) に示す (Fig. 4-3 に示しているが、この試験片の場合、 $\varepsilon_{w0} \simeq (\varepsilon_w)_{\max}$ であるので ε_{w0} に注目した。)

上述の拘束ひずみ ε_{w0} (Fig. 6-8 ((a) HT50)) に、HT50 の限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ を重ねる（横軸に平行な破線）。これと、決められた板厚 $h = 30 \text{ mm}$ からあげた垂線との交点を「●」印で示している。割れが発生しないためには、溶接によって生じる拘束ひずみ ε_{w0} を「●」印より小さくする必要がある（式 (6.3)）。このため、「●」印が位置する温度より高くなるように予熱を行えば、割れの生じない健全な溶接継手を得ることができる。

この例の場合、割れ防止に必要な予熱温度 T_p^* は 100°C 以上必要となる。同様の手法によ

り、各鋼種の割れ防止限界予熱温度 T_i^* が簡単に予測できる。

上述の議論は、冶金的因子から決まる割れの限界値：限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ が既知であるとしたため、予熱温度を容易に推定することができた。一般的には、多くの割れ実験を行った結果から、6.2 節で述べた方法により、限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ を求める必要がある。

ところで、6.2.2 項で、冶金的指標 P_s （式 (6.4)）と母板の板厚 h との関数になってはいしたが、3 鋼種の斜め Y 形溶接割れ試験片の限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ を推定し、これを定式化した。また、3 鋼種の限界拘束ひずみ（式 (6.5), (6.6) または 式 (6.7)）の有用性と実用性は伊藤・別所の行った 487 条件に対する割れ試験結果に適用して確認した。したがって、実用的見地から、これを斜め Y 形溶接割れ試験片の限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ と考え、式 (6.3) の右辺に用い、斜め Y 形溶接割れ試験片の予熱温度を推定する。

まず、溶接によって継手に生じる拘束ひずみを計算する必要がある。これは、Fig. 6-8 に示している。Fig. 6-8 において、斜め Y 形溶接割れ試験片の板厚 h を一定とすれば、 ε_{wo} と T_i との関係が各鋼種に対して求まる。すなわち、

$$\varepsilon_{wo} = \varepsilon_{wo}(T_i) \quad (6.8)$$

上式を式 (6.3) の左辺に用い、 $(\varepsilon_w)_{cr}$ を消去すると、予熱温度 T_i が求まる。この T_i が斜め Y 形溶接割れ試験片の割れ防止限界予熱温度 T_i^* であり、 P_s と h との関数として次式のように求まる。

(1) HT50 に対する限界予熱温度 [$15 \leq h \leq 50$]

$$\begin{aligned} T_i^* &\geq -(6.48h - 2324)P_s + 3.6524h - 542.62 & [0.16 < P_s \leq 0.255] \\ T_i^* &\geq 2h + 50 & [0.255 \leq P_s < 0.32] \end{aligned} \quad (6.9)$$

(2) HT60 に対する限界予熱温度 [$15 \leq h \leq 50$]

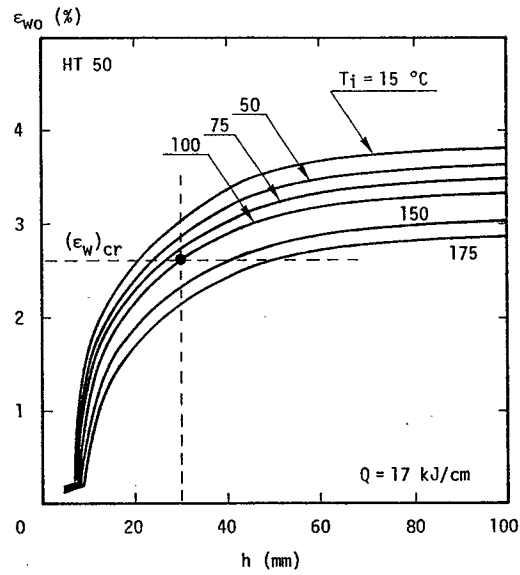
$$\begin{aligned} T_i^* &\geq -(14h - 2600)P_s + 5.31h - 604 & [0.16 < P_s \leq 0.265] \\ T_i^* &\geq 1.6h + 85 & [0.265 \leq P_s < 0.32] \end{aligned} \quad (6.10)$$

(3) HT80 に対する限界予熱温度 [$20 \leq h \leq 50$]

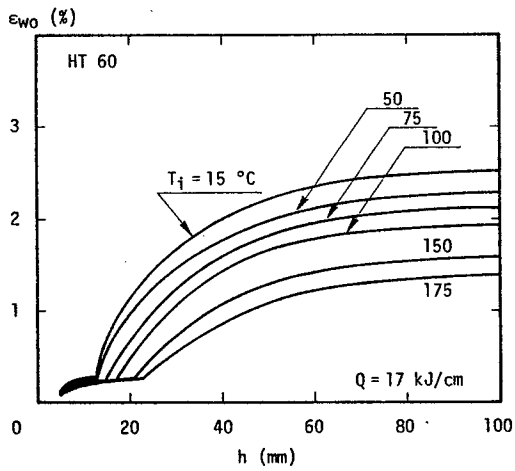
$$\begin{aligned} T_i^* &\geq (5.4h + 755)P_s - 0.02h - 146.5 & [0.2 < P_s \leq 0.3] \\ T_i^* &\geq 1.6h + 80 & [0.3 \leq P_s < 0.4] \end{aligned} \quad (6.11)$$

ここで、 $T_i^* \leq \text{室温}$ の場合、予熱の必要がないことを意味する。

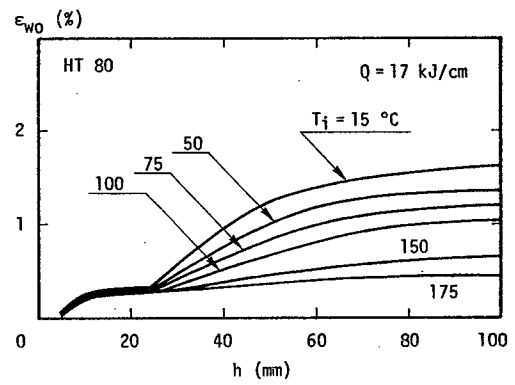
上式を用いると、拘束ひずみを計算することなく、3 鋼種の斜め Y 形溶接割れ試験片の割れ防止限界予熱温度 T_i^* が簡単に推定できる。



(a) HT-50



(b) HT-60



(c) HT-80

Fig. 6-8 Estimation of preheating temperature for prevention of cold cracking

6.4 結 言

本章では、力学的観点から溶接冷間割れ感受性指数を検討すると共に、溶接冷間割れ発生条件を考察した。そして、前章で新たに提案した拘束ひずみを統一的な力学的拘束条件の厳しさを表す指標として用いる際の妥当性を冷間割れ実験結果を解析して検討した。さらに、拘束ひずみを基準とした割れ防止条件の選定法を示した。

得られた主な結果は次の通りである。

(1) 継手の拘束度を溶接冷間割れの力学的指標と考え、実際に割れ実験結果を解析すると、いずれの鋼種に対しても試験結果はばらつき、割れ防止限界拘束度が定義できない。これは、試験片寸法を限定しても、拘束ひずみは鋼種（温度冷却過程の相変態温度領域および強度レベルの相違）、予熱温度等の影響を多大に受けスリット縁に沿う分布および大きさが種々変化するが、拘束度は板厚が同じであれば、鋼種、予熱温度の変化には無関係に一定値となる。すなわち、同じ力学条件を想定したことになる。このため、割れ実験結果が鋼種に無関係にばらついたものと考えられる。

(2) 鋼種、予熱温度、入熱量および母板の板厚等が種々変化する一般の場合に対し、溶接冷間割れの力学的指標として、5章で新たに提案した「拘束ひずみ： ε_w 」を用いて多くの割れ実験結果を解析した結果、いずれの鋼種に対しても鋼材の変形能が低下すると小さな拘束ひずみで割れが発生する。すなわち、力学的指標として拘束ひずみを用いることの妥当性と実用性を溶接冷間割れ実験結果を解析して具体的に示した。

(3) 斜めY形溶接割れ試験片を用いてこれまでに行われた多くの冷間割れ実験結果から、この試験片の3鋼種（HT50，HT60，HT80級鋼）に対する限界拘束ひずみ（ ε_w ）_{cr}を推定し、これを定式化した。

(5) 拘束ひずみを基準とした割れ防止条件の選定法を示した。具体例として、斜めY形溶接割れ試験片の初層溶接を取上げ、割れ防止の観点から有用かつ実用的な手段のひとつである予熱温度の推定手順を示すと共に、この試験片の初層溶接における3鋼種の割れ防止限界予熱温度 T_H の予測式を導出した。

本研究は、溶接による熱膨張・収縮が溶接線に沿って変化する2次元拘束状態の代表例であるスリット溶接継手を対象として、溶接金属に生じる拘束応力・ひずみの一般特性から、溶接冷間割れに対する合理的な力学的指標（1次元拘束状態を含む）、すなわち、溶接による力学的拘束条件の厳しさを簡潔かつ弾性、塑性域にかかわらず統一的に評価できる力学的指標として、拘束ひずみを提案すると共に、これを基準とした溶接冷間割れ防止条件の選定法について論じたものである。

本研究で得られた結果の詳細は各章で論じたが、全編を通して得られた主要な結果を、ここに要約して述べる。

[1] 1章では、溶接冷間割れの力学的指標としてその簡明さから現在のところ多用されている3つの拘束度の中から、一定荷重および一定変位に対する拘束度を取上げ、無限板に対する解析解とこれを有限板に修正するために用いた有限要素法による解とを重ね合わせることから拘束度を理論的かつ精度よく求める解析法を展開すると共に、一連の理論解析を行った。これらの結果から明らかになったことを以下に示す。

(1) のど厚が母板の板厚と等しく、母板の板厚が全て有効に働くとした一定荷重および一定変位に対する拘束度の定量的評価を容易にするため、 $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ を満たす領域で、精度の高い定式化を行った。

(2) 拘束度は幾何学的寸法のみ関数であるが、任意の板幅（または、板長）に対して板長（板幅）が大きくなると一定値に収束する傾向にあり、この収束限界を明らかにした。

(3) 一定荷重および一定変位に対する両拘束度の間には、 $B/l \geq 1.8$ 、 $L/l \geq 1.5$ を満たす領域で明確な相関関係があることを示した。この関係を用いれば、一方の荷重条件に対する拘束度から他方の荷重条件に対する拘束度に簡単に変換できる。

(4) 厚板スリット溶接継手の初層溶接では母板の板厚に比べてのど厚は小さい。このため、拘束度に及ぼす母板の板厚に対するのど厚比、開先形状および板厚中心からの偏心距離の影響を考慮して、拘束度（有効拘束度と呼ぶ）を簡単かつ精度よく計算する近似計算式を提案した。

以後、一定荷重および一定変位に対する有効拘束度が有限要素法等用いた数値解析することなく、簡単に計算できる。

[2] 2章では、溶接金属に生じる拘束応力・ひずみの生成機構を基本として、熱弾塑性現象を理想化し、解析モデルを設定した。このモデルを用いて；

(1) 試験片寸法、入熱量および予熱温度等が種々変化する中で、 $h \leq h_{cr}$ 、 $h > h_{cr}$ (h ：母板の板厚、 h_{cr} ：限界板厚)を含めて統一的に表すパラメータ h_{cr} (式(2.1)参照)を用いて、溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみの直接的生成源である固有収縮量およびこれに基づく拘束応力・ひずみを、1) 弾性、2) 弾塑性、3) 全長塑性 といった3つの特徴ある応力状態に分類して、スリット縁に沿う分布と大きさを解析的に求める計算法を展開した。

(2) 極厚板の初層溶接では、溶接金属はほとんどの場合スリットの全長で塑性化すると考えられる。このような場合には、母板の板厚に対するのど厚比を考慮して3次元解析することなく、拘束ひずみ(弾性拘束ひずみと塑性拘束ひずみとの和)を解析的に求める計算法を示した。

(3) 計算結果の妥当性は熱弾塑性解析結果および実験結果と比較検討して確認した。

[3] 3章では、高張力鋼 (HT80) の機械的性質を広い温度範囲で実測する一方、RRC試験およびスリット溶接試験を行った。また、相変態領域の機械的性質を種々理想化し、これを用いて熱弾塑性解析を行い、実験をシミュレーションした。これらの結果から；

(1) 相変態の影響が顕著である鋼材をも含めて溶接金属に生じる拘束応力の生成機構を明確にした。これによれば、変態以前に生成された引張拘束応力が変態の開始・進行中に作用応力として働くことから変態超塑性現象、すなわち、著しい強度の低下と異常延性を誘起し、それ以前に生成した拘束応力を一旦弛緩すると同時に変態膨張により圧縮応力を生成する。そして、標点距離外に溶接熱が伝導し始めるまで拘束応力は停滞し、それ以後、拘束応力が急増して室温で残留応力となる。

(2) 相変態領域における機械的性質の温度依存性に対する力学的取扱いを明確にした。これによれば、変態超塑性現象でみられる強度の低下と異常延性を考慮して、材料が相変態開始温度に冷却したとき一旦剛性を有さないとし、相変態温度領域で徐々に剛性が回復すると共に、変態膨張が生じるとした取扱いが最も精度のよいモデルであることがわかった(モデルM2)。また、これを単純化して、相変態開始温度に冷却するまで溶接金属および熱影響部は剛性を有さないとしたモデルを用いても、十分な精度を得た(モデルM3)。溶接残留応力のみ注目する場合は、材料が相変態終了温度に冷却するまで溶接金属および熱影響部は剛性を有しないと仮定して解析を行っても、おおむね実験結果を再現する(モデルM4)。

(3) これらの研究成果を基本として、前述の拘束応力・ひずみの解析的計算法を相変態の影響が顕著である鋼材に対しても適用できるように解析理論を拡張すると共に、計算結果の妥当性を熱弾塑性解析結果および実験結果と比較検討して確認した。

以上、2章、3章において、膨大な計算時間と費用を要する2次元あるいは3次元熱弾塑性解析することなく、鋼種、試験片寸法、入熱量、予熱温度および母板の板厚などが種々変化する一般の場合に対し、溶接金属に生じる溶接線直角方向の拘束応力・ひずみが簡単に計算できる解析的計算法を展開した。

[4] 溶接割れ感受性試験片として種々の目的に合致した多くの試験片が提案されている。中でも、小型で特別な試験装置を必要としない斜めY形溶接割れ試験片が溶接冷間割れ感受性試験片として広く一般に用いられている。4章では、この試験片に対し、鋼種、入熱量、予熱温度、母板の板厚等を種々変化させ、解析的計算法を用いて一連の解析を行い、溶接金属に生じる拘束応力・ひずみを基準としてこの試験片の力学的特性を検討した。この結果、

(1) 試験片寸法比が一定 ($B/l = 1.875$, $L/l = 2.5$) の場合、入熱量 $Q = 17000 \text{ J/cm}$ に対しては、斜めY形溶接割れ試験片の実寸法 ($B = 150$, $L = 200$, $l = 80 \text{ (mm)}$) がほぼ最大の拘束ひずみを生じさせる。

(2) 軟鋼、HT50等は、冷却過程の相変態が力学的剛性回復温度 T_m (700°C) 近傍で生じるため、相変態の影響を無視して拘束応力・ひずみを計算しても精度はほとんど低下しない。一方、HT60、HT80等の場合は、溶接金属が力学的にかなり剛性を回復している温度領域 ($600 \sim 350^\circ\text{C}$) で相変態が生じるため、相変態は拘束応力・ひずみに大きな影響を与える。

(3) 自拘束試験片で鋼材がHT50、HT60の場合、予熱は単に拡散性水素の逸散を促進させ割れ感受性を低下させるばかりでなく、溶接金属に生じる拘束ひずみを小さくする二重の効果がある。一方、HT80では拘束ひずみの低下はさほど期待できず、予熱による効果は主に拡散性水素の逸散を促進させることにある。いずれにせよ、自拘束試験片の場合、予熱は溶接冷間割れ防止の観点から有用かつ実用的な手段のひとつであるといえる。しかし、外的拘束がある場合には、必ずしもこのようにならないことがあるので十分注意する必要がある。

(4) 板厚の増加に伴って拘束ひずみは単調に増加し、鋼種ごとに一定値に収束する傾向にある。このような傾向の中で、相変態が比較的高温で生じる鋼材 (軟鋼、HT50等) の場合、試験片の板厚は 50mm で十分であり、それ以上板厚が増しても力学的拘束条件はほとんど敵しくならない。これに対し、HT60、HT80等のように比較的低温になってから相変態が生じる鋼材では、それぞれ板厚 60mm および 70mm 程度で力学的拘束条件はほぼ最大となる。

(5) スリット溶接試験片に生じる拘束応力、拘束ひずみの大きさと分布は、同じ試験片寸法でも入熱量の大きさによって異なる。拘束ひずみを基準として力学的拘束条件の厳しさを検討すると、決められた入熱量に対して最も拘束の厳しいスリット試験片はつねに無限板である。この状態に近似できる有限板の試験片寸法比は、 $B/\ell \geq 4.0$ 、 $L/\ell \geq 3.7$ 、入熱量と試験片寸法比に関しては、 $h_{cr}/\ell \leq (1/2)(B/\ell)$ 、 $h_{cr}/\ell \leq (1/2)(L/\ell - 1)$ である。

[5] 5章では、解析的計算法を用いて一連の理論解析を行い、2次元拘束状態の溶接金属に生じる溶接線直角方向拘束応力・ひずみの一般特性を明らかにした。これによれば、溶接金属に生じる拘束応力、拘束ひずみは幾何学的寸法のみならず入熱量の関数である h_{cr} とスリット長 ℓ との相対的大きさ： h_{cr}/ℓ に大きく依存してスリット縁に沿う分布および大きさが決まる。

[6] 2次元拘束状態における力学的指標として、3つの異なる荷重条件に対するいずれの拘束度を用いても拘束度が従来の定義（式（1.1））に基づく限り、弾性拘束ひずみを何らかの形で代表するものであるが、塑性拘束ひずみを表しえない。

[7] 溶接金属が弾性域にある場合、応力とひずみは1対1の対応関係にあるが、塑性化すると応力は溶接金属の降伏応力と等しくなり、それ以上大きくなれない。しかし、塑性拘束ひずみは条件によって種々変化する。この場合、塑性拘束ひずみが力学的拘束条件の厳しさを表していると考えることができる。したがって、1次元、2次元拘束状態にかかわらず線形力学を基礎とした従来の定義に基づく拘束度を力学的指標として用いる限り、塑性域の力学的拘束条件の厳しさは評価できないことになる。以上の理由から、力学的拘束条件の厳しさを簡潔かつ弾性、塑性域に限らず統一的に表す指標として、非線形力学を基礎としたより合理的と考えられる弾性拘束ひずみと塑性拘束ひずみとの和、すなわち、「拘束ひずみ： ε_w 」を力学的指標として用いることを提案した。

[8] 解析的計算法から計算される拘束ひずみを基準として、従来の定義に基づく3つの拘束度の力学的指標としての実用性を検討した。その結果、鋼種、幾何学的寸法、入熱量、予熱温度および母板の板厚等が変化する一般の場合、新しく提案した「拘束ひずみ： ε_w 」と同程度の精度をもつ力学的指標として拘束度を用いることは無理で、おのずと適用限界があり、限界内では力学条件の厳しさを簡便に表す相対的指標として拘束度を用いることは可能である。

[9] 6章では、力学的拘束条件の厳しさを簡潔かつ弾性、塑性域にかかわらず統一的に表す合理的な力学的指標として、新たに提案した「拘束ひずみ： ε_w 」の妥当性を冷間割れ試験結果を解析して検証すると共に、拘束ひずみを基準とした溶接冷間割れ防止条件の選定法を示した。この結果、

(1) 継手の拘束度を溶接冷間割れの力学的指標と考え、実際に割れ実験結果を解析すると、いずれの鋼種に対しても試験結果はばらつき、割れ防止限界拘束度が定義できない。これは、試験片寸法を限定しても、拘束ひずみは鋼種（温度冷却過程の相変態温度領域および強度レベルの相違）、予熱温度等の影響を多大に受けスリット縁に沿う分布および大きさが種々変化する。一方、拘束度は板厚が同じであれば、鋼種、予熱温度の変化には無関係に一定値となる。すなわち、同じ力学条件を想定したことになる。このため、割れ実験結果が鋼種に無関係にばらついたものと考えられる。

(2) 鋼種、予熱温度、入熱量および母板の板厚等が種々変化する一般の場合に対し、溶接冷間割れの力学的指標として、継手の拘束度に代り新たに提案した「拘束ひずみ： ε_w 」を用いて多くの割れ試験結果を解析した。この結果、いずれの鋼種に対しても鋼材の変形能が低下すると小さな拘束ひずみで割れが発生する。すなわち、力学的指標として拘束ひずみを用いることの妥当性と実用性を溶接冷間割れ実験結果を解析して具体的に示した。

(3) 斜めY形溶接割れ試験片を用いてこれまでに行われた多くの冷間割れ実験結果から、この試験片の3鋼種（HT50，HT60，HT80 級鋼）に対する限界拘束ひずみ（ ε_w ）_{cr}を推定し、これを定式化した。

(4) 拘束ひずみを基準とした割れ防止条件の選定法を示した。具体例として、斜めY形溶接割れ試験片の初層溶接を取上げ、割れ防止の観点から有用かつ実用的な手段のひとつである予熱温度の推定手順を示すと共に、この試験片の初層溶接における3鋼種の割れ防止限界予熱温度 T_{P}^* の予測式を導出した。

謝

辞

本研究は、大阪大学溶接工学研究所教授 上田幸雄博士の御指導のもとに、同研究所弾塑性学部門の教職員ならびに卒業生の方々から、数々の御協力を得て行われたものである。

特に、上田幸雄教授には研究の計画、実施、結果の検討など研究の全般にわたって終始たえない御指導と御鞭撻を賜った。

本論文をまとめるにあたり、大阪大学教授 佐藤邦彦博士、八木順吉博士から有益な御指示と御討論を賜った。

研究の当初においては、当時大阪大学溶接工学研究所助手 福田敬二博士から研究の全般にわたって御討論と御援助をいただいた。

本研究遂行期間中、大阪大学溶接工学研究所助手 中長啓治氏には有益な助言と討論をいただいた。実験および解析にあたっては、同研究所弾塑性学部門技官 古木良一氏ならびに当時大阪大学大学院に在籍していた 妙中隆之氏（新日本製鐵）、学部学生であった 中島悟博氏（神戸製鋼所）、大学院生 柄谷和輝氏、森山修司氏、徐 錦胄氏をはじめとして、多くの方々から御援助をいただいた。

さらに、本論文を作成するにあたり、後藤扶左子氏、末松千代子嬢からは多大な御協力をいただいた。

本論文を終えるにあたり、これらの方々に心から謝意を表する次第であります。

参 考 文 献

- 1) 佐藤、松井、小林：アーク溶接継手の収縮過程に関する研究（第1報）、溶接学会誌、35-3(1966), 246-256
- 2) 佐藤、松井：アーク溶接継手の収縮過程に関する研究（第3報）、溶接学会誌、35-6(1966), 413-420
- 3) 佐藤、松井、小林：アーク溶接継手の収縮過程に関する研究（第4報）、溶接学会誌、36-3(1967), 229-237
- 4) 佐藤、松井：溶接継手の拘束応力とこれにともなう溶接割れの研究、溶接学会誌、36-10(1967), 1096-1109
- 5) Y.Ito, K.Bessyo: Weldability Formula of High Strength Steels, IIW Doc. IX-576-68(1968)
- 6) 伊藤、別所：高張力鋼の溶接割れ感受性指数について（第2報）、溶接学会誌、38-10(1969), 1134-1144
- 7) 佐藤、松井、伊藤、別所：鋼構造物の溶接割れ防止のための適正予熱条件の選定に関する研究（第2報）、溶接学会誌、41-1(1972), 34-46
- 8) H.Suzuki, N.Yurioka: Prevention Against Cold Cracking by the Hydrogen Accumulation Cracking Parameter P_{HA} , IIW Doc. IX-1232-82(1982)
- 9) H.M. Westergaard: Transaction ASME, J. Appl.Mech., (1939)
- 10) 例えば、渡辺、佐藤：溶接力学その応用、朝倉書店、(1973), 153-161
- 11) 例えば、Timoshenko and Goodier: Theory of Elasticity, 3rd Ed., 104-109
- 12) 例えば、岡村：線形破壊力学入門、培風館、(1976), 184-204
- 13) 上田、福田、劉：スリット溶接による残留応力の発生機構に関する研究、溶接学会誌、44-7(1975), 580-587
- 14) 例えば、竹内：熱応力、日新出版、(1975), 76-89
- 15) 佐藤、中島、鈴木：スリット溶接部の拘束応力・ひずみについて、溶接学会誌、45-4(1976), 309-315
- 16) 上田、高橋、福田、中長：極厚板の多層突合せ溶接における過渡および残留応力、溶接学会誌、44-6(1975), 466-474

- 17) 佐藤、寺崎：溶接残留応力・溶接変形におよぼす相変態の影響、溶接学会誌、
45-7(1976), 560-566
- 18) 松田他：超高張力鋼の溶接割れの研究（第5報）、溶接学会講演概要、第31集、42-43
- 19) 例えば、超塑性研究会編：超塑性と金属加工技術、日刊工業新聞社、(1980), 78-87
- 20) 堀川他：大型溶接構造物の溶接割れに関する研究（その1）、JSSC, 11-113(1975),
33-46
- 21) 堀川他：大型溶接構造物の溶接割れに関する研究（その2）、JSSC, 11-114(1975),
24-28
- 22) K. Satoh: An Analytical Approach to the Problem of Restraint Intensity in
Slit Weld, Trans. JWRI, 1-1 (1972), 69-76

本論文に関連した発表論文

1. スリット溶接継手の拘束度、溶接学会誌、48-10(1979), 851-858
Restraint Stresses and Strains due to Slit Weld in Rectangular Plate
(Report I) Trans. JWRI (Welding Research Institute of Osaka University),
7-1(1978), 11-16 and IIW (International Institute of Welding) Doc. X-1036-83
2. スリット溶接継手の拘束応力・拘束ひずみの解析的計算法、溶接学会誌、
50-9(1981), 930-937
Analytical Calculation Method of Restraint Stresses and Strains due to Slit
Weld in Rectangular Plates, Trans. JWRI, 11-1(1982), 105-113 and
IIW Doc. X-1037-83
3. スリット溶接継手に生じる拘束応力・拘束ひずみの一般特性及び拘束度の
力学的指標としての意義、溶接学会誌、51-8(1982), 636-643
Characteristics of Restraint Stress-Strain of Slit Weld in a Finite
Rectangular Plate and the Significance of Restraint Intensities as a
Daynamical Measure, Trans. JWRI, 11-2(1982), 105-113 and IIW Doc. X-1038-83
4. 任意板厚の斜めY形溶接割れ試験片の力学的特性、溶接学会誌、51-8(1982), 644-650
5. Restraint Stress-Strain of a Slit Weld as a Daynamical Measure
for Cold Cracking, 4JWS (The 4th International Symposium of the Japan
Welding Society)-III-2, November(1982), 231-236
6. 厚板有限板スリット溶接継手の有効拘束度、溶接学会誌、52-2(1983), 104-109
Restraint Stresses and Strains due to Slit Weld in Rectangular Plate
(Report II), Trans. JWRI, 12-1(1983), 105-112
7. 相変態の力学的取扱いと拘束応力・拘束ひずみの解析的計算法、溶接学会論文集、
2-1(1984), 89-97
8. 溶接冷間割れ感受性指数の力学的検討、溶接学会論文集、2-3(1984), 390-397
Dynamical Aspect of Cold Cracking Prameter, Trans. JWRI, 13-1(1984), 77-86
9. Dynamical Measure in Cold Cracking Parameter, The International Conference on
Quality and Reliability in Welding, Hangzhou, China, September(1984),
B-8-1 - B-8-6

