溶接冷間割れ感受性指数の力学的検討*

上田 幸雄**, 金 裕哲**

Dynamical Aspect of Cold Cracking Parameter*

by Yukio Ueda**, You Chul Kim**

In this paper, a series of theoretical analyses are performed for restraint stress-strain produced in the weld metal of the oblique Y-groove weld cracking test specimen, varying the kind of steel, heat input, preheating temperature and the base plate thickness. Then, the mechanical characteristics of this specimen are clarified. Moreover, the dynamical measure in the cold cracking parameters (P_w and P_{HA}) are examined from the dynamical view point.

The main results are as follows:

- 1) Even though the size of the specimen is specified, the distribution and magnitude of restraint stress-strain along the slit vary if the kind of steel, preheating temperature, plate thickness, etc. vary. Whereas, if the plate thickness is the same, the restraint intensity is constant irrespective of these changes.
- 2) Analyzing the data of approximately 500 cracking tests, the validity and practicability of restraint stress-strain to use as a dynamical measure are demonstrated.
- 3) Critical restraint stress-strains for cold cracking of three kinds of high strength steel are estimated.
- 4) A new selecting method of the critical preheating temperature T_i^* for prevention of cold cracking based on restraint stress-strain is introduced.
- 5) For three kinds of high strength steel, simple expressions for T_i^* are developed.

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確立する必要がある。

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に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 P_w 値が提案されている¹⁾。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²⁾。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} が提案されている³⁾。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。

本論文では、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、鋼種、入熱量、予熱温度および母板の板厚等を

種々変化させ、著者らが示した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・ひずみの解析的計算法^{4,10)}を用いて一連の理論解析を行い、溶接金属に生じる拘束応力・ひずみ（溶接すると溶接金属が収縮する。溶接金属の収縮を母板が拘束することから応力が生じ、室温に冷却して残留応力となる。この残留応力が拘束応力であり、これに対応するひずみが弾性拘束ひずみである。また、力学的剛性回復温度から室温に冷却する過程で母板の拘束により溶接金属に塑性ひずみを生成することがある。これら弾性および塑性ひずみの和を拘束ひずみと呼ぶ。）を力学的拘束条件の厳しさを表わす指標と考え、この試験片の力学的特性を明らかにする。そして、溶接冷間割れ感受性指数 P_w および P_{HA} 値を力学面から検討する。

2. 斜め Y 形溶接割れ試験片の力学的特性

ここでは、斜め Y 形溶接割れ試験片 (Fig. 1) の力学的特性を明らかにすると共に、冷間割れ感受性指数 P_w および P_{HA} 値に含まれている力学的因子、すなわち拘束度の力学的指標としての適用性を検討する。

2.1 斜め Y 形溶接割れ試験片の拘束度

冷間割れの簡便な力学的指標として現在用いられてい

*原稿受付 昭和59年2月29日 (全国大会論文発表講演)

**正 員 大阪大学 Member Osaka University

Fig. 1 Oblique Y-groove weld cracking test specimen

る拘束度の中で、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、母板の板厚に対するのど厚比、板厚中心からの偏心量および開先形状の相違を考慮（有効拘束度と呼ぶ）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している⁵⁾。これらの結果の中で、ここでは斜め Y 形溶接割れ試験片の板厚中心に初層溶接が置かれた場合を想定し、スリット全長に一定荷重が負荷された状態に対する平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ (kg/mm・mm) の近似計算式を示す。

$$(\bar{R}_p)_\eta = \eta(0.0059 Eh) \quad \dots\dots (1)$$

ここに、

$$\eta = \exp[(5.6 - h)/80.3] \quad [5 < h \leq 100]$$

：母板の板厚に比べてのど厚が小さいことに対する修正係数⁵⁾であり、例えばのど厚 $h_w = 5$ mm ($Q = 17000$ J/cm) とした場合の近似計算式である。

h ：母板の板厚 (mm), E =ヤング率 (21000 (kg/mm²))

2.2 斜め Y 形溶接割れ試験片の拘束応力・ひずみ

スリット試験片の溶接金属に生じる拘束応力・ひずみは、試験片寸法比を一定にしても入熱量の関数である限界板厚 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種々変化する⁶⁾。

斜め Y 形溶接割れ試験片の寸法比 B/l , L/l , 母板の板厚 h および入熱量 Q 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、解析的計算法から計算した溶接金属に生じる溶接線直角方向のスリット中央における拘束ひずみ ϵ_{w0} および平均有効拘束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ を Fig. 2 に示す。

図中の「●」印が斜め Y 形溶接割れ試験片の計算結果である。入熱量 $Q = 17000$ 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。他の鋼種 (Table 1) についても同様の傾向がある。これに対して、幾何学的寸法のみから計算できる拘

Fig. 2 Relation between l/h_{cr} and restraint strain

束度 $(\bar{R}_p)_\eta$ は余り大きな値ではない。

2.3 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、入熱量、予熱温度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。

2.3.1 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℃）で生じる鋼材（軟鋼 (MS), 50 キロ級高張力鋼 (HT 50) 等) と、2) 比較的低温になってから生じる鋼材（60 キロ級高張力鋼 (HT 60), 80 キロ級高張力鋼 (HT 80) 等) とに大別される。各種高張力鋼の相変態温度領域を Table 1 に示す⁷⁾。

相変態の力学的取扱いと解析的計算法は文献 8) に詳細に示している。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。本論文で用いた各種高張力鋼の T_{mf} を Table 1 に示している。

文献 8) に示した計算法を用いて各種鋼材に生じる拘束応力・ひずみを求めた。スリット縁に沿う拘束ひずみの分布を Fig. 3 に示す。横軸は、スリット中央 $x=0$ からの距離 $X=2x/l$ を表わす。

軟鋼、HT 50 等は、相変態が力学的剛性回復温度 (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。これに反し、HT 60, HT 80 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。

Table 1 Mechanical property and phase transformation temperature of various materials

	Yield strength σ_y (kg/mm ²)	Tensile strength σ_t (kg/mm ²)	T_p (°C)	T_m (°C)	T_{mf} (°C)
MS	40	30 - 50	780 - 600		700
HT 50	49	50 - 62	750 - 540		660
HT 60	55	62 - 75	610 - 360	700	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 **Fig. 3** Effect of phase transformation on restraint strain

一方、拘束度 $(R_p)_h$ 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ない。

2.3.2 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) の変化に対し、溶接金属ののど厚 h_w が変化する。開先を Y 開先とし、開先角度を 60 度とした場合、のど厚は次式から求まる⁹⁾。すなわち、

$$h_w = 0.0383\sqrt{Q} \quad (\text{mm}) \quad \dots\dots(2)$$

母板の板厚 $h = 30$ 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 に示す。図中の ϵ_{w0} はスリット中央の拘束ひずみを、 $(\epsilon_w)_{\max}$ 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 $(R_p)_h$ 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

Fig. 4 Effect of heat input on restraint strain

ているが、ほぼ一定値となる。

2.3.3 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。

各種高張力鋼に生じるスリット中央における拘束ひずみ ϵ_{w0} の計算結果を Fig. 5 に示す。

鋼種により、降伏応力の大きさ、相変態温度の相違等により 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. 5)。このような傾向は HT-50, HT 60 において顕著である。したがって HT 50, HT 60 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

Fig. 5 Effect of preheating temperature on restraint strain

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。一方、HT 80 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りと考える。

他方、予熱温度が種々変化しても拘束度 $(R_p)_h$ 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。

2.3.4 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。温度冷却過程の相変態に伴う変態膨張の影響が無視できる鋼材、すなわち軟鋼等では試験片寸法は斜めY形溶接割れ試験片と同じで母板の板厚のみ $h=50\text{ mm}$ とすれば、力学的拘束条件がほぼ最大になることを明らかにしている¹⁰⁾。ここでは前述の議論が、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。

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. 6に示す。(図中の細線は板表裏面からの熱反射の影響を無視した場合の計算結果である。)

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、その傾向はひずみが降伏ひずみ $\epsilon_Y = \sigma_Y/E$ (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, HT-50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

Fig. 6 Effect of plate thickness of base plate on restraint strain

Fig. 7 Relation between effective restraint intensity and restraint strain

件はほとんど厳しくならない。しかし、相変態が比較的低温になってから生じる HT 60, HT 80 等の鋼材では、収束値の90%以上となるにはそれぞれ板厚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拘束度 $(R_p)_h$ で表わし、スリット中央の拘束ひずみ ϵ_{w0} との関係で示したのがFig. 7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。

3. 溶接冷間割れの力学的指標に対する検討

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、鋼材の冶金因子(鋼材の変形能・延性)で決まる。したがって、鋼材の変形能が低下すると割れ感受性は高くなる。

以上の観点からまず、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際に行われた試験結果を解析する。これにより、割れの限界値が定義できることになる。実験値は鈴木ら³⁾が以前 P_{HA} を提案する際に用いたものであり、高セルロース系の溶接棒を用いた2例の試験結果を含む。また、実験結果の解析に際し、鋼材の引張強さを基準として大きく3鋼種(HT 50, HT 60, HT 80 級鋼)に分類した(Table 1)。

一方、拡散性水素は欠陥、転位等に集積して鋼材を脆化させるため、鋼材の変形能を低下させると考える。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ス系を含めて統一的に取扱うことを考え³⁾、次式の P_s を冶金因子とする。

$$P_s = P_{cm} + 0.088 \log(\lambda H_D) \quad \dots\dots (3)$$

ここに,

$$P_{cm} = C + S_i/30 + (M_n + C_u + C_r)/20 + N_i/60 + M_0/15 + V/10 + 5B$$

$\lambda = 0.6$: 低水素系

$\lambda = 0.24$: 高セルロース系

H_D : 溶着金属 100 g 当たりの拡散性水素濃度
(JIS Z 3113 に準じた計測値)

前章では, 統一的な力学的指標として拘束度を用いる際の適用性を検討した。実際に, 上述の実験値³⁾を冶金学的因子 P_s と拘束度との関係で示すと Fig. 8 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, 限界拘束度 $(R)_{cr}$ が定義できない。

これは, 試験片寸法が一定の場合, 拘束度は基本的に母板の板厚のみの関数となり, 鋼種(冷却過程の相変態温度および強度の相違)および予熱温度が種々変化しても, 母板の板厚が同じであれば同じ力学条件を想定したことになるためである。

以上, 溶接による熱膨張・収縮が溶接線に沿って変化する2次元拘束状態の力学的指標として継手の拘束度を用いることは困難であり, 力学的拘束条件の厳しさを簡単かつ統一的に表わすあらたな指標が望まれる。これに

関連して著者らは, 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しており, 結果として, 拘束ひずみ ϵ_w を統一的な力学的拘束条件の厳しさを表わす指標として用いることを既に提案している⁶⁾。

3.1 溶接冷間割れの力学的指標と限界拘束ひずみ

ここでは, 拘束ひずみ ϵ_w を力学的因子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 $(\epsilon_w)_{cr}$ を定義する。そして, $(\epsilon_w)_{cr}$ を伊藤, 別所¹¹⁾が行った 200 鋼種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. 8 で用いた実験値を冶金学的因子 P_s と力学的因子: 拘束ひずみ ϵ_w との関係で示したのが Fig. 9 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)にしたがって小さな拘束ひずみで割れが発生している。また, 図中の数字は母板の板厚を示しており, 板厚の関数として鋼種ごとに限界拘束ひずみ $(\epsilon_w)_{cr}$ 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。

Fig. 9 から決定される限界拘束ひずみ $(\epsilon_w)_{cr}$ は次式のように定式化できる。

1) HT 50 に対する限界拘束ひずみ

$$(\epsilon_w)_{cr} = (0.0376h - 13.479)P_s + 0.0066h + 5.432 \quad [0.160 < P_s \leq 0.255] \cdots (4)$$

Fig. 8 Relation between P_s and critical effective restraint intensity

Fig. 9 Relation between P_s and critical restraint strain of high strength steels

Fig. 10 Application of proposed critical restraint strain for prevention of cold cracking

3) HT 80 に対する限界拘束ひずみ

$$(\epsilon_w)_{cr} = -(0.2868h - 6.6251)P_s + 0.08784h - 1.72253 \quad [0.2 < P_s \leq 0.3] \quad \dots\dots (6)$$

$$(\epsilon_w)_{cr} = 0.0018h + 0.265 \quad [0.3 \leq P_s < 0.4]$$

上式の限界拘束ひずみ $(\epsilon_w)_{cr}$ は板厚 h の関数になっているが、本来、割れに対する $(\epsilon_w)_{cr}$ は鋼種によって決まり、板厚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。

力学的因子である拘束ひずみには母板の板厚、予熱温度の相違による影響が考慮されているが、本論文で用いた冶金因子 P_s にはこれらの影響が考慮されてない。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℃ 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因子に含ませると、板厚に無関係に各鋼種の限界拘束ひずみ $(\epsilon_w)_{cr}$ 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 形溶接割れ試験片の割れ試験結果 (487 鋼材) を引張強さをもとに 3 鋼種に分類し、拘束ひずみと冶金因子 P_s との関係で整理したものを Fig. 10 ((a) HT 50, (b) HT 60, (c) HT 80) に示す。図中の数字は母板の板厚であり、実線は上述の限界拘束ひずみ $(\epsilon_w)_{cr}$ である。式 (4), (5) または式

$$(\epsilon_w)_{cr} = 0.0162h + 1.995$$

$$[0.255 \leq P_s < 0.320]$$

2) HT 60 に対する限界拘束ひずみ

$$(\epsilon_w)_{cr} = (0.0994h - 18.460)P_s - 0.0077h + 5.1884 \quad [0.160 < P_s \leq 0.265] \quad \dots\dots (5)$$

$$(\epsilon_w)_{cr} = 0.01864h + 0.2965$$

$$[0.265 \leq P_s < 0.320]$$

(6) から計算できる $(\varepsilon_w)_{cr}$ 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わしており、有用であることがわかる。

3.2 溶接冷間割れ防止限界予熱温度の予測

限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ を用いて、斜め Y 形溶接割れ試験片の割れ防止に必要な予熱温度 (限界予熱温度) T_i^* が次のように簡単に予測できる。

まず、拘束ひずみを計算しておく必要がある。鋼種別に母板の板厚、予熱温度を種々変化させて計算した拘束ひずみを Fig. 11 ((a) HT 50, (b) HT 60, (c) HT 80) に示す。

溶接の対象が決まると鋼種、板厚が決まる。また、溶接棒に含まれる拡散性水素濃度を計測すると、式 (3) から冶金因子 P_s が求まる。一方、式 (4)、(5) または式 (6) から限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ が求まる。これを Fig. 11 に重ねることから T_i^* が簡単に推定できる。

HT 50 に対し具体的に示すと、式 (4) から $(\varepsilon_w)_{cr}$ を求め Fig. 11 ((a) HT 50) に重ねる。板厚との交点を「●」印で示す。割れ防止に必要な予熱温度は「●」印が位置する温度より高くする必要がある。この例の場合、割れ防止限界予熱温度 T_i^* は 100℃ 以上必要となる。同様の手法により、各鋼種の T_i^* が簡単に予測できる。

ここでは、限界拘束ひずみ $(\varepsilon_w)_{cr}$ を媒介変数として T_i^* を決定していることになる。よって、 $(\varepsilon_w)_{cr}$ を消去すると、 T_i^* が簡単に決定できることになる。

Fig. 11 において、母板の板厚 h を一定とすれば、 ε_{w0} と T_i との関係が各鋼種に対して求まる。すなわち、

$$\varepsilon_{w0} = \varepsilon_{w0}(T_i) \quad \cdots \cdots (7)$$

また冷間割れ防止条件は次式から求まる。すなわち、

$$\varepsilon_{w0}(T_i) \leq (\varepsilon_w)_{cr} \quad \cdots \cdots (8)$$

式 (8) の限界拘束ひずみは式 (4)、(5) または式 (6) で示されるように、 P_s と h との関数であり、これを T_i について解くと割れ防止限界予熱温度 T_i^* が P_s と h との関数として次式のように求まる。

- 1) HT 50 に対する限界予熱温度 ($15 \leq h \leq 50$)

$$\begin{aligned} T_i^* &\geq -(6.48h - 2324)P_s + 3.6524h \\ &\quad - 542.62 \quad [0.160 < P_s \leq 0.255] \cdots (9) \\ T_i^* &\geq 2h + 50 \quad [0.255 \leq P_s < 0.320] \end{aligned}$$

- 2) HT 60 に対する限界予熱温度 ($15 \leq h \leq 50$)

$$\begin{aligned} T_i^* &\geq -(14h - 2600)P_s + 5.31h - 604 \\ &\quad [0.160 < P_s \leq 0.265] \cdots (10) \\ T_i^* &\geq 1.6h + 85 \quad [0.265 \leq P_s < 0.320] \end{aligned}$$

- 3) HT 80 に対する限界予熱温度 ($20 \leq h \leq 50$)

$$\begin{aligned} T_i^* &\geq (5.4h + 755)P_s - 0.02h - 146.5 \\ &\quad [0.2 < P_s \leq 0.3] \cdots (11) \\ T_i^* &\geq 1.6h + 80 \quad [0.3 \leq P_s < 0.4] \end{aligned}$$

Fig. 11 Estimation of preheating temperature for prevention of cold cracking

ここで、 $T_i^* \leq$ 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割れ防止限界予熱温度 T_i^* が簡単に予測できる。

4. 結 言

斜め Y 形溶接割れ試験片の力学的特性を明らかにすると共に、拘束ひずみの力学的指標としての適用性を検討し、溶接冷間割れ感受性指数を力学面から検討した。

得られた主な結論を要約すると次の通りである。

1) 試験片寸法を限定しても、鋼種(温度冷却過程の相変態温度および強度の相違)、予熱温度等が変化すると拘束ひずみの分布、大きさが種々変化する。しかし、継手の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。したがって、継手の拘束度を力学的拘束条件の厳しさを統一的に表わす指標として用いることは困難である。

2) 鋼種、予熱温度、母板の板厚等が種々変化する一般の場合に対し、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継手の拘束度により、既に提案した拘束ひずみの妥当性と実用性を溶接冷間割れ実験結果を整理して示した。

3) 冷間割れ実験結果から3鋼種(HT 50, HT 60, HT 80 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) 拘束ひずみを基本とした割れ防止限界予熱温度 T_p^* の選定法を示し、3鋼種に対する T_p^* の予測式を導出した。

最後に、溶接構造委員会主査佐藤邦彦教授をはじめ委員の方々および新日本製鉄㈱鈴木春義博士からは貴重な意見とご討論を頂いた。また、理論解析および割れ実験結果の整理に際し、徐 錦曹君(学部学生)の協力を得た。ここに深く謝意を表わします。

参考文献

- 1) 伊藤, 別所: 本誌, 38-10 (1969), 1134-1144
- 2) 佐藤, 松井, 伊藤, 別所: 本誌, 41-1 (1972), 34-46
- 3) H. Suzuki, N. Yurioka: IIW Doc. IX-1232-82 (1982)
- 4) 上田, 福田, 金: 本誌, 50-9 (1981), 930-937
- 5) 上田, 福田, 金: 本誌, 52-2 (1983), 104-109
- 6) 上田, 福田, 金, 古木: 本誌, 51-8 (1982), 636-643
- 7) 佐藤, 松井: 本誌, 35-6 (1966), 413-420
- 8) 上田, 金, 陳, 唐: 本誌論文集, 2-1 (1984), 89-97
- 9) 佐藤, 松井: 本誌, 36-10 (1967), 1096-1109
- 10) 上田, 福田, 金: 本誌, 51-8 (1982), 644-650
- 11) Y. Ito, K. Bessyo: IIW Doc. IX-578-68 (1968)

溶接熱ひずみぜい化が鋼の低温割れ感受性に及ぼす影響*

菊田 米男**, 荒木 孝雄**, 姜 英秀***, 深川 宗光****,
河野 武亮****, 村山 武弘****, 中西 保正****

Effect of Hot Strain Embrittlement on Cold Crack Sensitivity in Steel Welding*

by Yoneo Kikuta**, Takao Araki**, Eishu Kyo***, Munemitsu Fukagawa****,
Takesuke Kohno****, Takchiro Murayama**** and Yasumasa Nakanishi****

In welding of high strength steel, toe crack and/or weld metal crack often occurred though the restraint was relatively small.

To reproduce such cracks, the strain-concentrated type multi-pass welding crack test was devised. Since they were classified into cold cracks due to diffusible hydrogen, the most effective countermeasure for preventing weld cracking was to control the preheat and interpass temperature in the second side welding, but the critical preheat and interpass temperature increased in the welded joint whose welding strain was large. It was also clarified that the welding strain produced by the second side welding concentrated at the gorge of weld metal and toe of the first side welded zone as hot strain in the temperature range of blue embrittlement.

To investigate the effect of hot strain on the cold crack sensitivity of toe, tensile tests for synthetic heat affected zone (HAZ) were examined. Though the notch tensile strength without diffusible hydrogen at room temperature increased due to work hardening by hot strain, the notch tensile strength with

*原稿受付 昭和59年3月5日(全国大会論文発表講演)

**正 員 大阪大学 Member, Osaka University

*** 大阪大学 Osaka University

****正 員 石川島播磨重工業 Member, Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co. Ltd.