断面内で応力が急変する場合の切抜き法による 表面残留応力の測定精度*

渡 辺 正 紀** 渡 辺 寛***

Accuracy of Measurement of Residual Surface Stress by Drilled-Out Method under Varying Condition of Stress Distribution in the Section*

By Masaki Watanabe** and Hiroshi Watanabe***

Abstract

A stainless clad material very often suffers considerable change of its residual stress distribution near the boundary between the stainless and the mild steel, and the following results was obtained from the analysis of as well as experiments on the accuracy of the surface stress as determined by the completely relaxed method like a drilled-out method, trepanning method, etc. under the above mentioned residual stress condition.

(1) The surface stress of a stainless section almost completely relaxes and shows a true value when the ratio of the thickness of a stainless section to a drilled-out inner diameter is approximately $\frac{1}{3}$ or more.

(2) The determined value is less than the true value when this ratio is less than $\frac{1}{3}$, and it suggests that other methods may be applied.

1. 緒 言

最近オーステナイトステンレスクラッド鋼が広く使用されるすう勢にあるが、オーステナイトステンレス鋼(以下ステンレス鋼という)は応力腐食割れを生じやすい金属であるため、ステンレス鋼表面残留応力の小さい状態で使用すべきである。したがって著者らはステンレスクラッド鋼を用いた溶接構造物の残留応力の発生状況、軽減法あるいは荷働時の応力状態などについて解析的研究を実施しているが¹⁻³⁾、表面残留応力の測定法も重要な命題の一つとしている。

すなわちステンレスクラッド鋼は製作あるいは加工に際して高温に加熱する場合が多く、ステンレス鋼と軟鋼両材の線膨脹係数が異なるため、常温冷却時に残留応力を生じ、この残留応力は両材の断面内境界部で大きさが急激に変化する³⁾。また溶接部においても溶接線直角方向において類似の応力状態にあることが多い¹⁾。本報ではかかる応力状態にあるステンレスクラッド鋼に対してステンレス鋼の表面残留応力を切抜き法⁴⁾、トレパニング

法⁵⁾などの全解放法で測定する際の測定精度について考察をおこない、測定箇所での応力がほぼ完全に弛緩されるためのステンレス鋼限界厚さを求めることを試みた。

2. 理論解析

2.1 解析の対象とする模型

精度の検討にあたって重要な量は真の残留応力値に対する応力弛緩量の割合であるため、簡単のため一次元応力状態について考察をおこなうこととし、クラッド鋼の表面に対し直角に切出した Fig. 1 のごとき薄く長いクラッド鋼を一様に加熱、冷却した模型を考察の対象とする。すなわちかかる処理によって両材の境界部で大きさが急変する応力状態を得ることができるが、これにステンレス鋼側表面より

Fig. 1 Model for stress analysis

図のごとき溝を入れた場合の2本の溝間の表面残留応力の弛緩量を考察する。解析にあたっては簡単のため両材の線膨脹係数以外の機械的、物理的性質を同一とし、その温度依存性を無視し、かつ完全弾塑性体と考える。

2.2 初期残留応力分布

Fig. 1 に示す薄く長いステンレスクラッド鋼を一様に加熱、冷却して常温に戻した際の y 方向応力分布、す

* 原稿受付、昭和36年7月3日(昭和35年度溶接学会秋季学術講演会において発表)

** 正員、大阪大学工学部 Member, Faculty of Engineering, Osaka University

*** 正員、日立製作所笠戸工場 Member, Kasado Works, Hitachi, Ltd.

なわち板の初期残留応力分布を求める。解析にさきだちつぎの記号を定める。

添字 1, 2 ; ステンレス鋼部, 軟鋼部を示す。

添字 a, b, c ; 加熱前, 加熱時, 常温冷却時の値

$\varepsilon^t, \varepsilon^e, \varepsilon^p, \varepsilon^0$; 全ひずみ, 弾性ひずみ, 塑性ひずみ,

固有ひずみ

σ ; 垂直応力, τ ; せん断応力

ε_0, Y ; 一軸引張降伏ひずみ, 応力

E ; 弾性係数

F, M ; 単位幅の板に作用する軸力, 曲げ拘束モーメント

ψ, ϕ ; 板の $z=0$ におけるひずみおよび曲率

y, z ; Fig. 1 に示す座標

h ; 板厚, θ ; 温度, α ; 線膨脹係数

加熱前における応力, ひずみ間に成立する関係式は

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_a^t &= \varepsilon_{1a}^e + \varepsilon_{1a}^p + \varepsilon_1^0 + \alpha_1 \theta_a \\ \varepsilon_a^t &= \varepsilon_{2a}^e + \varepsilon_{2a}^p + \varepsilon_2^0 + \alpha_2 \theta_a \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

$$\sigma_{1a} = E\varepsilon_{1a}^e, \quad \sigma_{2a} = E\varepsilon_{2a}^e \dots\dots\dots (2)$$

$$\left. \begin{aligned} \int_0^{h_1} \sigma_{1a} dz + \int_{h_1}^h \sigma_{2a} dz &= F_a \\ \int_0^{h_1} \sigma_{1a} z dz + \int_{h_1}^h \sigma_{2a} z dz &= M_a \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

となり, 板の y 方向全ひずみは z 方向に直線分布をすると考えてよいので

$$\varepsilon_a^t = \psi_a + \phi_a z \dots\dots\dots (4)$$

が成立する。

加熱時における応力, ひずみ関係式は添字 a の代わりに b を代入すれば上と全く同一の形式で表示できる。一般にステンレスクラッド鋼では $\alpha_1 > \alpha_2$ で, $h_1 \ll h$ なるゆえ, ε^0 に特に大きな分布の変化がなく, かつ一般の溶接構造物に見られるように温度変化の過程において F, M に大きな変化がなければ, 加熱によってステンレス鋼部にのみ圧縮降伏を生ずる。ステンレス鋼部全域が圧縮降伏を生ずるための限界温度は, 最後に圧縮降伏する点を $z'(0 \leq z' \leq h)$ として, (1)~(4) 式の添字 a を b とした式の (1), (4) 式において

$$z=z' \text{ で } \varepsilon_{1b}^p = \varepsilon_{2b}^p = 0, \quad \varepsilon_1^0 = -\varepsilon_0 \dots\dots\dots (5)$$

(2), (3) 式において

$$\sigma_{1b} = -E\varepsilon_0 \dots\dots\dots (6)$$

を代入すれば求めることができる。

さらに温度が上昇すれば応力分布は変化しないが $0 \leq z \leq h_1$ 間の塑性ひずみ量は増加し, その大きさは (1)~(4) 式の添字 a を b とおいた式で

$$\varepsilon_{1b}^e = -\varepsilon_1^0, \quad \varepsilon_{2b}^e = 0 \dots\dots\dots (7)$$

とおけば求めることができる。

かかる状態にあるものを一様に冷却すれば, 高温時に生じた塑性ひずみ量を固有ひずみ量として付加すればよいので

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_c^t &= \varepsilon_{1c}^e + \varepsilon_{1c}^p + \varepsilon_1^0 + \varepsilon_{1b}^p + \alpha_1 \theta_c \\ \varepsilon_c^t &= \varepsilon_{2c}^e + \varepsilon_{2c}^p + \varepsilon_2^0 + \alpha_2 \theta_c \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)$$

$$\sigma_{1c} = E\varepsilon_{1c}^e, \quad \sigma_{2c} = E\varepsilon_{2c}^e \dots\dots\dots (9)$$

$$\left. \begin{aligned} \int_0^{h_1} \sigma_{1c} dz + \int_{h_1}^h \sigma_{2c} dz &= F_c \\ \int_0^{h_1} \sigma_{1c} z dz + \int_{h_1}^h \sigma_{2c} z dz &= M_c \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (10)$$

$$\varepsilon_c^t = \psi_c + \phi_c z \dots\dots\dots (11)$$

の関係式が成立し, 一般にステンレス鋼部の応力は引張応力となり, ある限度以上に加熱したものを常温まで冷却すれば, ステンレス鋼部に引張降伏を生ずる。ステンレス鋼部において最後に引張降伏をおこす点を z'' すれば, ステンレス鋼部全域に引張降伏をおこさせるための最低加熱温度は

$$z=z'' \text{ において } \varepsilon_{2c}^e = \varepsilon_0, \quad \varepsilon_{1c}^e = \varepsilon_{2c}^p = 0 \dots\dots\dots (12)$$

とおくことによって求める。この温度以上に加熱して常温冷却した際の応力は (12) 式の条件で得られる応力分布と全く同一である。

一般の構造物でもっとも多く遭遇する拘束条件は, 全過程を通じて曲げに対する拘束はあるが, 軸力の拘束は小さい場合である。したがってここでも軸力の拘束を無視し, 曲げに対しては拘束の両極端の場合, すなわち曲げ変形が完全に拘束される場合, および拘束の全然ない場合について問題をとり扱かうことにする。また簡単のため初期状態の固有ひずみ $\varepsilon_1^0, \varepsilon_2^0$ をそれぞれの範囲内で一様に分布するものとする。

2.1.1 曲げ変形完全拘束の場合

初期状態において塑性ひずみは 0 と見なし得, かつ曲げ変形を生じないので

$$\phi_a = \phi_b = \phi_c = 0 \dots\dots\dots (13)$$

となり, モーメントの釣合条件式は不要となる。したがって $\theta_c = \theta_a$ を考慮して上の方法により加熱冷却後の残留応力分布を求めれば $h_1/h \leq 0.5$ のとき

$$\left. \begin{aligned} \theta_b - \theta_a &\geq 2 \frac{h}{h_2} \frac{\varepsilon_0}{\alpha_1 - \alpha_2} \quad \left(\frac{h_1}{h} \leq 0.5 \right) \\ \text{に加熱した後冷却すれば} \\ 0 &\leq z < h_1 \quad \sigma_y = Y \\ h_1 &< z \leq h \quad \sigma_y = -\frac{h_1}{h_2} Y \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (14)$$

となる。

この際は $h_1 \ll h$ の条件を必ずしも必要とせず

$h_1/h \geq 0.5$ のとき

$$\left. \begin{aligned} \theta_b - \theta_a &\geq 2 \frac{h}{h_1} \frac{\varepsilon_0}{\alpha_1 - \alpha_2} \\ 0 \leq z < h_1 &\text{で } \sigma_y = \frac{h_2}{h_1} Y \\ h_1 < z \leq h &\text{で } \sigma_y = -Y \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (15)$$

の応力が残留する。

Fig. 2 は $h_1/h=0.1$ の際の残留応力分布の計算例である。モーメントは曲げ拘束モーメントと釣合うため、図では釣合っていない。

Fig. 2 An example of calculated initial residual stress distribution (Completely constrained for bending distortion)

2.2.2 曲げ拘束のない場合

$h_1/h < 0.18$ の範囲で $F=0$, $M=0$ とおき、前式の計算をおこなえば

$$\left. \begin{aligned} \theta_b - \theta_a &\geq 2 \frac{1 + \frac{h_1}{h} + 4 \left(\frac{h_1}{h} \right)^2}{\left(\frac{h_2}{h} \right)^3} \frac{\varepsilon_0}{\alpha_1 - \alpha_2} \\ 0 \leq z < h_1 &\text{で } \sigma_y = Y \\ h_1 < z \leq h &\text{で } \sigma_y = \left(\frac{h}{h_2} \right)^2 \frac{h_1}{h_2} \left[- \left\{ 4 + \frac{h_1}{h} + \left(\frac{h_1}{h} \right)^2 \right\} + 6 \frac{z}{h} \right] Y \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (16)$$

Fig. 3 An example of calculated initial residual stress distribution (No constraint)

で与えられる。 $h_1/h=0.1$ の場合の応力分布を Fig. 3 に示したが、ステンレス鋼部は一樣引張降伏応力、軟鋼部にはこれに釣合う弾性応力が残留している。

2.3 切抜きによるち緩応力

2.3.1 曲げ変形完全拘束の場合

Fig. 4 Schemata for relaxed stress calculation

いま Fig. 4 (a) のごとく残留応力を有する長いく形板を (b) のごとくある幅 $2c$ で切抜いた際のステンレス鋼表面での残留応力のち緩量を求める。切抜きのためのち緩応力は (b) において切抜き面 ($y=\pm c$) に最初の残留応力と逆方向の垂直応力を作用させたときのステ

ンレス鋼側表面 ($z=0$) の応力の符号を変えたものに等しい (ち緩量としては応力が最初の状態より減少するものを正とするため)。すなわち形式的には残留応力と同一の垂直応力を切抜き面に作用させた時に生ずる応力がち緩応力となる。

したがって

$$\left. \begin{aligned} h_1/h \leq 0.5 &\text{ のとき} \\ z = \pm c &\text{ において } \tau'_{yz} = 0 \\ 0 \leq z < h_1, &\sigma'_y = Y \\ h_1 < z \leq h, &\sigma'_y = -\frac{h_1}{h_2} Y \\ z = 0, h &\text{ において } \sigma'_z = 0, \tau'_{yz} = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (17)$$

(ここに' を付したのは初期に存在していた応力と区別するためである。)

$$\left. \begin{aligned} h_1/h \geq 0.5 &\text{ のとき} \\ y = \pm c &\text{ において } \tau'_{yz} = 0 \\ 0 \leq z < h_1, &\sigma'_y = \frac{h_2}{h_1} Y \\ h_1 < z \leq h, &\sigma'_y = -Y \\ z = 0, h &\text{ において } \sigma'_z = 0, \tau'_{yz} = 0 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (18)$$

の境界条件のもとで形板内の応力分布を求める。この一般解については従来より多くの解析が行なわれているが⁶⁾、高次の行列式を解く必要があり計算が非常に煩雑となる。したがってここでは $z=0, h$ の面の境界条件を完全には満足しないが、 $y=\pm c$ の境界条件を半区間フーリエ級数であらわし、Timoshenko⁷⁾ にしたがって y 方向ち緩応力 σ'_y を導けば

$$\left. \begin{aligned} \frac{h_1}{h} \leq 0.5 &\text{ のとき} \\ \frac{\sigma'_y}{Y} &= \frac{4}{\pi} \frac{h}{h_2} \sum_{n=1}^{\infty} F_{1n} \\ \frac{h_1}{h} \geq 0.5 &\text{ のとき} \\ \frac{\sigma'_y}{Y} &= \frac{4}{\pi} \frac{h}{h_1} \sum_{n=1}^{\infty} F_{1n} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (19)$$

ただし

$$\begin{aligned} F_{1n} = & \frac{\sin \frac{n\pi h_1}{h}}{n} \cos \frac{n\pi z}{h} \left\{ \frac{n\pi c}{h} \cosh \frac{n\pi c}{h} \right. \\ & + \sinh \frac{n\pi c}{h} \cosh \frac{n\pi y}{h} - \frac{n\pi y}{h} \sinh \frac{n\pi y}{h} \sinh \frac{n\pi c}{h} \left. \right\} \\ & \left/ \left(\sinh \frac{2n\pi c}{h} + 2 \frac{n\pi c}{h} \right) \right. \dots\dots\dots (19)' \end{aligned}$$

となる。

実際に測定するのはある標点間の平均ち緩応力であるため、いま標点間距離 $2c'$ に対する平均ち緩応力を σ'_{ym} とすれば、 σ'_{ym} は

$$\sigma'_{ym} = \frac{1}{c'} \int_0^{c'} (\sigma'_y)_{z=0} dy \dots\dots\dots (20)$$

で与えられる。

したがって

$$\left. \begin{aligned} \frac{h_1}{h} \leq 0.5 \text{ のとき} \\ \frac{\sigma'_{ym}}{Y} = \frac{4}{\pi} \frac{h}{h_2} \frac{c}{c'} \sum_{n=1}^{\infty} F_{2n} \\ \frac{h_1}{h} \geq 0.5 \text{ のとき} \\ \frac{\sigma'_{ym}}{Y} = \frac{4}{\pi} \frac{h}{h_1} \frac{c}{c'} \sum_{n=1}^{\infty} F_{2n} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (21)$$

ただし

$$F_{2n} = \frac{\sin \frac{n\pi h_1}{h}}{n} \left[\left(\cosh \frac{n\pi c}{h} + \frac{2 \sinh \frac{n\pi c}{h}}{\frac{n\pi c}{h}} \right) \sinh \frac{n\pi c'}{h} - \frac{c'}{c} \cosh \frac{n\pi c'}{h} \sinh \frac{n\pi c}{h} \right] \left/ \left(\sinh \frac{2n\pi c}{h} + 2 \frac{n\pi c}{h} \right) \right. \dots\dots\dots (21)'$$

となる。

真応力に対する測定応力の比を k とおけば

$$k = \frac{\sigma'_{ym}}{\sigma_y} = \frac{4}{\pi} \frac{h}{h_2} \frac{c}{c'} \sum_{n=1}^{\infty} F_{2n} \dots\dots\dots (22)$$

として与えられる。

ここでは板を完全に切抜く全解放の場合について述べたが、完全に切抜かず表面近傍のみに溝をきるトレパニングの場合においても、溝深さ g が溝間幅 $2c$ に比し大きい場合 (Gunnert の実験では $g/c=6/7.5=0.8$ 以上)⁵⁾ は上と同一の論議を行なうことができるであろう。

2.3.2 曲げ拘束のない場合

(16) 式の応力分布をフーリエ級数に展開して 2.3.1 と同様の計算を実施すれば

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sigma'_y}{Y} = \sum_{n=1}^{\infty} \left[\frac{4}{\pi} \left(1 - \frac{\psi}{\varepsilon_0} - \frac{h_1 \phi}{\varepsilon_0} \right) \frac{\sin \frac{n\pi h_1}{h}}{n} - \frac{4}{\pi^2} \frac{h \phi}{\varepsilon_0} \frac{(-1)^n - \cos \frac{n\pi h_1}{h}}{n^2} \right] F_{1n} \\ \text{ただし} \\ \frac{\psi}{\varepsilon_0} = - \left\{ 4 + \frac{h_1}{h} + \left(\frac{h_1}{h} \right)^2 \right\} \left(\frac{h}{h_2} \right)^2 \frac{h_1}{h_2} \\ \frac{h \phi}{\varepsilon_0} = 6 \left(\frac{h}{h_2} \right)^2 \frac{h_1}{h_2} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (23)$$

で与えられ、標点距離 $2c'$ 間の平均ち緩応力 σ'_{ym} は

$$\frac{\sigma'_{ym}}{Y} = \frac{c}{c'} \sum_{m=1}^{\infty} \left[\frac{4}{\pi} \left(1 - \frac{\psi}{\varepsilon_0} - \frac{h_1 \phi}{\varepsilon_0} \right) \frac{\sin \frac{n\pi h_1}{h}}{n} - \frac{4}{\pi^2} \frac{h \phi}{\varepsilon_0} \frac{(-1)^n - \cos \frac{n\pi h_1}{h}}{n^2} \right] F_{2n} \dots\dots\dots (24)$$

となる。真応力に対する測定応力の比 k は

$$k = \frac{\sigma'_{ym}}{Y} \dots\dots\dots (25)$$

である。

3. 数値計算

3.1 曲げ完全拘束の場合

Fig. 5 は $2c/h$ を 1, $\frac{1}{2}$, $\frac{1}{4}$ に変化した場合, h_1/h と $z=0$ でのち緩応力 (測定応力) $(\sigma'_{ym})_{z=0}$ の関係を (21) 式をもとに計算した結果であり, (a) は $c'/c=0$ の場合, (b) は $c'/c=0.6$ の場合である。ここに $c'/c=0.6$ は全解放法の代表的方法である Gunnert 法⁵⁾ における値と一致させるために採用した。図中鎖線は (17), (18) 式より求めた真応力 $(\sigma_y)_{z=0}$ である。Fig. 6 は上の結果を真残留応力に対する比 k で示したものであり, 実線が $c'/c=0$, 点線が $c'/c=0.6$ に対する計算値である。

以上の結果より h_1/h が小さい範囲では測定応力は真の値より小さいが, h_1/h がある限界値より大きくなれば真値にほぼ一致する (Fig. 6 において $2c/h$ が 1 の場合, ち緩応力が真値よりもやや大き目になる点があるが, 真値との差は約 10% 程度であり, かつ Fig. 5 のようにその点では真値が小さいので, 真値にほぼ一致するとしてよいであろう)。この限界値は $2c/h$ の大きさによって異なり, $2c/h$ が小さい程 h_1/h の小さい値で真値に一致するようになる。 c' の影響は c'/c が 1 に近づくにつれ真応力に近づくが, その差は大きなものではない。

Fig. 7 は $h_1/2c$ を横軸にとって k を整理したもので, 実線が $c'/c=0$, 点線が $c'/c=0.6$ の場合であるが, $h_1/2c$ と k の関係に対しては $2c/h$ はほとんど影響を与えないことが示されている。図より $c'/c=0$ の時 $h_1/2c$ が約 0.35~0.40 以上, $c'/c=0.6$ の時 $h_1/2c$ が約 0.35 以上であればち緩応力は真値に一致し (約 10% の誤差を見込む), この値は板厚 h の影響をさほど受けないといえることができる。

3.2 曲げ拘束のない場合

Fig. 8 は上と同様に h_1/h と k の関係を示すものである。ここで真値 $(\sigma_y)_{z=0}/Y$ は図示する h_1/h の範囲では一定値 1 を示す。Fig. 9 は $h_1/2c$ と k の関係を示すものであるが, 真値を与える $h_1/2c$ の限界値 (誤差約 10%) は h に関せずほぼ一定で, $c'/c=0$ に対し 0.35~0.40, $c'/c=0.6$ に対し約 0.35 となり, 3.1 節の場合と同様の傾向を示し, 拘束モーメントの影響は無視できる。

一般の測定においては c'/c は 0 となることはなく, 約 0.5 程度以上の値をとりうるので, クラッド鋼において $h_1/2c$ が約 0.35 以上, すなわち約 $\frac{1}{4}$ 以上であれば, 表面の測定応力は板厚に関せず真の応力とはほぼ一致する。この値はたとえば Gunnert 法を採用すれば $2c=15 \text{ mm}$

Fig. 5 Comparison between true stress and relaxed stress by calculation (Completely constrained for bending distortion)

Fig. 6 Relation between h_1/h and k by calculation (Completely constrained for bending distortion)

Fig. 7 Relation between $h_1/2c$ and k by calculation (Completely constrained for bending distortion)

Fig. 8 Relation between h_1/h and k by calculation (No constraint)

Fig. 9 Relation between $h_1/2c$ and k by calculation (No constraint)

なるゆえ、 $h_1 > \text{約 } 5 \text{ mm}$ であればほぼ真値が測定されることになる。

4. 実験的考察

4.1 試験片

ステンレスクラッド鋼 (SUS 28+SB42B) より Fig. 10 に示す薄く長く形状平

Fig. 10 Specimen

板を切出し、ステンレス鋼部、および軟鋼部の表面を適当に切削して h_1/h の値を数段階に変化させたものを試験片とした。これに前述のような残留応力を与えるため、機械加工後無拘束状態で 650°C 、約 3 hr 加熱炉冷を行なった。

4.2 実験の方法

板の真の残留応力分布は、 $z=h/2$ の面で試験片を 2 分割して表面 ($z=0, h$) の面のひずみ変化量を測定した後、おのこの分割試験片に対してちく次切削をおこない、ちく次切削による切削反対面のひずみ変化量を求めて、これらの値を基に計算を行なって推定した。

切抜き、トレパニングによる応力弛緩量を求めるために、上とは別の試験片につき、Fig. 11 に示すようにく

Fig. 11 Contour of cutting groove

形板の中央 ($y=0$), ステンレス鋼の上面 ($z=0$) に標点距離 5 mm の抵抗線ひずみゲージをはりつけ, 切抜き幅

$$2c=15 \text{ mm}$$

として図のように金切りのこを用いて除々に溝を入れ, 溝深さ g と表面のひずみの変化量の関係を求めた. ここで $2c=15 \text{ mm}$ としたのは前述のごとく Gunnert 法の解放溝の内径に等しくしたものである. Gunnert 法では標点距離が 9 mm で本実験の標点距離とは異なるが, 本実験のほうが短かいためち緩ひずみ量は Gunnert 法より絶対値が小さく測定され, 切抜き法またはトレパニング法が採用できるステンレス鋼部の厚さの限界値を求めるには本実験のほうが厳格側にある. しかし前述のように両者の差は大きなものではなく, ほとんど無視できるものと考えられる.

4.3 実験結果およびその考察

Fig. 12 はちく次切削法による初期残留応力の測定例

Fig. 12 Examples of measured initial residual stress distribution (No constraint)

である. この応力分布はいわゆる真の応力分布と考えられるもので, ステンレス鋼部においてかなり大きい引張応力が残留し, 軟鋼部の応力は絶対値が小さく, その境界部において応力が急変していることがうかがわれる. また h_1/h が実験範囲に変化してもステンレス鋼部の応力値には大きな変化が見られなかった (図省略). 図中実線, 点線は (16) 式において Y をステンレス鋼部平均応力に合致するようにして求めた計算結果であり, は測定結果の特性を示している.

Fig. 13 は Fig. 11 に示すように溝の深さ g を除々に増した場合, 表面でのち緩応力の測定結果を示したものである. 図よりわかるごとく g がある値 (ここでは $2c=15 \text{ mm}$ に対して約 6~8 mm) 以上になると表面でのち緩応力は一定となる. 図示を省略したがそのち緩応力

Fig. 13 Relation between measured relaxed stress and depth of cutting groove

は板を完全に切抜いてもほとんど変化しなかった. すなわち完全切抜きの場合について行なった前述の議論の結果を部分切抜き (トレパニング) に対して適用してもほぼ妥当であると考えられる.

Fig. 14 は真の残留応力を Fig. 12 に示す平均値 14

Fig. 14 Measured k values

kg/mm^2 としたときの真応力に対する測定応力の比 k と $h_1/2c$ の関係を示したものである. $h_1/2c$ が小さい場合は測定応力は真応力に対し小さく, $h_1/2c$ が大きくなるにつれ真応力に近づくことがうかがわれ, 本実験の場合 $h_1/2c > 1/3$ でほぼ真値が求められることを示している. 図中実線は (25) 式による計算値 ($c'/c=5/15=0.33$ として $c'/c=0$ と $c'/c=0.6$ の値より内挿して求めた) を示すもので, 実測値は傾向的には一致しているが, $h_1/2c$ が小さい範囲では実測値のほうが計算値より大きかった. すなわち測定値のほうが計算値よりも真値に近かった. この原因は計算において $z=0$, h における境界条件を完全には満足していないことの影響 (この影響は $h_1/2c$ が小さい場合が大きいと考えられる), あるいは初期残留応力がすべての試験片において

完全には一致していないための影響などが考えられるが未検討である。しかし測定値のほうが計算値より真値に近い値を示しており、かつち緩応力が真値を示すようになる $h_1/2c$ の限界値は約 $1/3$ 程度であり、 $h_1/2c$ の限界値に対して計算値がやや厳格側にあることは前述の計算結果の結論は実用的に十分妥当であると考えられる。

したがってステンレスクラッド鋼において $h_1/2c$ が約 $1/3$ より大きければ表面の応力はほとんど完全にち緩され、切抜き法またはトレパニング法で表面の残留応力を求めることが可能である。 $h_1/2c$ が $1/3$ より小さい場合は真の応力より小さい。 $2c$ の値としては標点距離の変化量測定精度の面よりあまり小さくすることはできずある限度がある。 $1/3$ より小さい場合は表面の応力を求めるにはちく次切削法、あるいはその他の方法を採用すべきである。

5. 結 言

ステンレスクラッド鋼はステンレス鋼と軟鋼の境界部で残留応力が急激に変化する場合が多いが、かかる状態のステンレス鋼表面残留応力を切抜き法、あるいはトレパニング法で測定する場合の測定値の精度につき検討し、つぎの結果を得た。

(1) 切抜き幅 $2c$ に対するステンレス鋼部厚さ h_1 (残留応力が急変するまでの位置) の比 $h_1/2c$ が約 $1/3$ 以上であればステンレス鋼表面の応力はほとんど完全にち緩され、切抜き法またはトレパニング法により表面応力を求めることができる。

(2) $h_1/2c$ に対する限界値は標点距離 $2c'$ 、板厚 h にはさほど影響をうけない。

(3) $h_1/2c$ が $1/3$ より小さい場合は測定値は真の応力より小さい。したがってかかる場合に対して表面の残留応力を求めるにはちく次切削法、あるいはその他の方法を採用すべきである。

本研究を遂行するにあたり実験に御協力を得た日立製作所笠戸工場蒲原秀明君に深甚の謝意を表する次第である。

参 考 文 献

- 1) 著者; 第 4 回材料試験連合講演会前刷, I (昭35) 17
- 2) 著者; 機械学会講演会前刷, 32 (昭35) 95
- 3) 著者; 機械学会九井支部14期総会講演会前刷 (昭36) 16
- 4) 木原博, 増沢興一; 溶接変形と残留応力 (昭30) 83
- 5) R. Gunnert; Residual Welding Stresses (I.I.W. Rep.)
- 6) 大久保; 機械学会論文集, 7 (昭16) 28, I-23; 8 (昭17) 33, I-185
- 7) S. Timoshenko; Theory of Elasticity (1951) 29