も余盛止端部粗粒域の結晶粒界であった。

2) 切欠付き試験片を用いた拘束治具による PWHT 割れ試験の結果、割れはいずれの材料においても結晶粒界で発生し、Heat 702B, 750D および 750H の切欠底部における限界開口変位の最小値(ϕ_{CR})はそれぞれ 0.01 mm, 0.04 mm, 0.12 mm であった。すなわち、 ϕ_{CR} で材料の PWHT 割れ感受性を定量的に評価し得ることが判明した。

3) 高温短時間引張試験より求めた限界開口変位(ϕ_C)の最小値と ϕ_{CR} を比較した結果、両者の間には良い相関関係が存在することを確認した。このことにより ϕ_C の最小値によって PWHT 割れ感受性を簡便に評価し得ることが明らかとなった。

謝 辞

本実験を進めるにあたり、材料の溶解、圧延、分析その他の面でご援助賜りました鉄鋼短期大学講師菊地俊郎氏、㈱三菱金属中央研究所および住友軽金属工業㈱に對し厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) T.F. Berry et al.: "A Study of the Strain-Age Cracking Characteristics in Welded René 41—Phase II", W.J., Vol. 48 (1969), No. 11, 505s~513s
- 2) 井川他: "Ni 基耐熱合金の溶接後熱処理割れに関する研究(第1報)", 溶接誌, 投稿中
- 3) M. Prager et al.: "Welding of Precipitation-Hardening Nickel-Base Alloys", W.R.C Bulletin, 1968, No. 128
- 4) R.W. Fawley et al.: "Evaluating the Resistance of René 41 to Strain-Age Cracking", W.R.C. Bulletin, 1970, No. 150, 1~12

爆着オーステナイト系ステンレスクラッド 鋼の残留応力の測定*

— 熱処理による影響 —

恩沢忠男** 森 次雄*** 山崎一博*** 田村 博**

Measurement of Residual Stress in Explosively Austenitic Stainless Clad Steel by Heat Treatment*

by Tadao Onzawa**, Tsuguo Mori*** Kazuhiro Yamazaki***,
and Hiroshi Tamura**

An effect of heat treatment on the amount of the residual stress and its distribution in the explosively austenitic stainless clad steel was investigated. The stress was measured by X-ray method at both surfaces of clad and then at the interior of the cladding metal.

Consequently, it was recognized that the stress considerably increased with the heating temperature at the surface and the interior of the cladding metal, and an existence of discontinuity in stress, that is, an abrupt change from a large tensile stress (in cladding metal) into a compressive stress (in base metal) was confirmed.

As a result of theoretical calculation, it was concluded that such increase in stress due to the heat treatment depended on the difference of the expansion coefficients between the cladding metal and the base metal, and also the calculation values agreed with the measured values quantitatively.

*原稿受付 昭和52年8月12日(昭和51年度秋季全国大会にて発表)

**正 員 東京工業大学 Member, Tokyo Institute of Technology

***東京工業大学 Tokyo Institute of Technology

1. 緒 言

爆着ステンレスクラッド鋼は化学工業の耐食材料として広く使用され、工業上重要な材料となっている。爆着クラッド鋼は接合時に大きな変形と超高圧を受けるため、接合界面付近や合せ材、母材に残留応力が発生し、従来からその測定が行なわれているが¹⁻⁴⁾、まだ十分といえない。一方単一材料であれば、その残留応力は熱処理によって除去されるが、複合材であるオーステナイト系ステンレスクラッド鋼は熱処理によって、さらに応力が増えることが考えられる。しかしその応力値や分布についてはまだ十分検討されていない。

本研究では写真式X線法によって爆着オーステナイト系ステンレスクラッド鋼の合せ材、母材表面及び板厚方向の残留応力、また熱処理後の残留応力分布の変化を測定し、これらの応力の発生機構について考察を行なった。

2. 供 試 材 料

残留応力の測定に供した爆着クラッド鋼の合せ材は SUS 316L ステンレス鋼、母材は SB 42 鋼で、板厚は合せ材 3 mm、母材 22 mm である。その化学成分は Table 1 に示す。このクラッド鋼の大きさは 530×480 mm で、Fig. 1 に示す位置から 65×65 mm の応力測定用試験片 7 個 (No. 1~No. 7) を切り出した。これらの試験片の合せ材及び母材の表面を電解研磨し、応力を

Table 1 Chemical compositions of clad used.

Materials	C	Si	Mn	P	S	Mo	Ni	Cr
SUS316L	0.019	0.64	1.44	0.021	0.009	2.39	13.41	17.28
SB42	0.16	0.24	0.65	0.012	0.005	—	—	—

Fig. 1 Dimension of stainless clad steel and location of specimens used for stress measurement.

測定した。その後各試験片を 200°C から 900°C の温度で 1 時間熱処理し、再び各表面の応力と 400°C, 600°C で熱処理した試験片及び入手のままの試験片は合せ材表面から接合界面への各深さにおける応力を求めた。

3. 応力測定方法及び表面処理

X 線応力測定方法は $\sin^2 \psi$ 法によった。30°及び 45°の X 線入射角で回折線を写真撮影し、そのフィルムから比較物質と被測定物との回折線半径差 4ψ を求め、 $4\psi - \sin^2 \psi$ 線図より最小二乗法によって決まる傾き M を使用して、次式から応力 σ_x, σ_y を求めた⁵⁾。

$$\sigma = K \cdot M \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$K = \frac{E \cos^2 2\theta \cdot \cot \theta \cdot \tan 2\theta'}{1 + \nu} \cdot \frac{1}{2l'}$$

E ; 縦弾性係数, ν ; ポアソン比, θ' ; 比較物質の Bragg 角, θ ; 試料の Bragg 角, l' ; 比較物質の回折線半径である。本研究で使用した試料回折面, 特性 X 線, 比較物質などの各値を Table 2 に示す。

試料は 10 mm×10 mm の範囲を揺動させ、できるだけ多くの結晶粒に X 線が照射するようにした。したがって測定した応力はこの範囲の平均応力になる。

試料表面の塑性変形層を除くため電解研磨を行なった。合せ材及び母材の表面では 35~45 μm 層除去したが、板厚方向の応力測定では後述するように機械的方法によって層除去したので、その加工変質層を除くため 100 μm 以上電解研磨によって層除去した。用いた電解研磨液は磷酸 50 cc, しゅう酸 1 g, ゼラチン 1 g の割合の液である。

板厚方向の残留応力分布を求めるには表面からその深さまで層を除去して行った。まず測定面全面を王水によって化学研磨し、エメリー紙 (100 番) 研磨で表面のおうとつを除いたあと電解研磨で仕上げた。表面を順次層除去すると応力の再配列が生じるので、Moore-Evans の式に従って応力値の補正を行なった⁶⁾。

4. 実験結果及び考察

4.1 クラッド鋼表面の残留応力

No. 1 から No. 6 までの試験片の入手のまま及び 200°C から 900°C で熱処理したあとの合せ材及び母材の表面残留応力を Table 3 に示す。入手のままの母材表面の応力値は一律に約数 kg/mm^2 の圧縮応力を示しており、場所による変化は少ない。しかし合せ材表面は場所による応力値の違いが明らかで、試料 No. 1, 2 は σ_x, σ_y 共に数 kg/mm^2 の圧縮応力となっている。その他の試料では σ_x は 6~11 kg/mm^2 の引張応力で、 σ_y は No. 6 を除けば 8~17 kg/mm^2 の引張応力となって

Table 2 Conditions applied for X-ray stress measurement.

Materials	Diffraction plane	E (kg/mm ²)	ν	Characteristic X-ray	Standard powder	θ	-K
Fe	(211)	21000	0.28	CrK α	Cr	78° 0'30"	29.75
SUS 316L	(311)	19700	0.30	CrK β	Cr	74°14'	-32.97

Table 3 Residual stress before and after heat treatment at both surfaces of clad steel.

Heating Temp.	Specimen No.	Stress Direction	Cladding Metal		Base Metal	
			Before H. T.	After H. T.	Before H. T.	After H. T.
200°C	6	σ_x	5.7	-1.0	-5.4	0.2
		σ_y	-3.9	-5.5	-6.5	-6.8
400°C	2	σ_x	-2.6	2.8	-5.2	-4.1
		σ_y	-6.7	4.1	-9.8	-7.7
	5	σ_x	11.1	12.0	-2.2	2.0
		σ_y	9.4	17.2	-4.1	-0.8
600°C	3	σ_x	6.3	26.4	-8.2	10.2
		σ_y	10.9	27.6	-5.1	10.2
	1	σ_x	-6.9	24.2	-6.3	10.0
		σ_y	-5.6	27.2	-6.6	10.1
900°C	4	σ_x	10.9	29.2	-4.3	3.0
		σ_y	17.0	13.3	-5.0	0.8

 σ_x : Stress parallel to bonding direction. σ_y : Stress perpendicular to bonding direction.

いる。このように母材表面と異なり合せ材表面の残留応力は場所によってかなり異っている。

熱処理による応力値の変化をみると、母材では 400°C に熱処理した場合はごくわずかに引張側へ変化しているにすぎないが、600°C では大きく引張側に移行し、 σ_x , σ_y 共 10 kg/mm² の引張応力になっている。合せ材では熱処理温度と共に大きく引張応力側に移り、600°C では 24~27 kg/mm² と大きな応力値となっている。

4.2 板厚方向の残留応力分布

Fig. 2 に入手のままの No. 7 の試験片、400°C で熱処理した No. 2 の試験片及び 600°C で熱処理した No. 1 の試験片のそれぞれの残留応力分布 σ_x , σ_y を示す。

入手のままの場合、合せ材側の応力は接合界面から 0.5 mm 以内を除くと約 10 kg/mm² 以内にあり、ごく接合界面付近のみ σ_x は約 40 kg/mm², σ_y は約 20 kg/mm² の引張応力となっている。母材側は接合界面に近いところが圧縮応力であるが、接合界面から 0.5 mm はなれると引張応力に転じている。また σ_x , σ_y の分布は似ており、応力分布は等方的と考えられる。

400°C, 600°C に熱処理すると合せ材、母材中の応力は大きく変化している。特に合せ材は表面より 1 mm 程度の深さから接合界面にわたる広い領域で大きな引張応力になっている。また 600°C の合せ材の応力分布は 400°C の応力分布を引張側に約 10 kg/mm² ずらした形となっている。なお 400°C, 600°C でそれぞれ熱処理し

た No. 5 と No. 3 の試験片の板厚方向の応力分布も Fig. 2 とほぼ同じ傾向を示していた。

4.3 熱処理による応力分布の変化についての考察

熱処理によってクラッド鋼に大きな残留応力が発生するのはステンレス鋼と軟鋼の膨張係数の違いによる。ここで簡単にその発生応力を計算してみる。

いま Fig. 3(a) のようにクラッド鋼を熱処理温度 t_1 に保持しているとき合せ材、母材の応力がクリープなどによって緩和され、ゼロになっていると仮定する。このときの長さを l_1 とする。次に温度 t_1 で合せ材と母材を切り離し室温 t_0 まで冷却したとすると、合せ材のステンレス鋼の膨張係数が母材より大きいので収縮量は大きくなる。この合せ材と母材を (c) のように同じ長さ l_0 にしたとすると、母材には圧縮応力 σ_1' 、合せ材には引張応力 σ_2' が発生する。なお本実験で用いた試験片は 65 mm 角であるから二次元応力を考える必要があり、その補正を行なうと、 σ_1' , σ_2' は次式で表わせる。なお曲げモーメントは考えていない。

$$\sigma_1' = \frac{E_1}{1-\nu_1} \cdot \frac{(\alpha-\beta)Cdt}{1+C} \quad \dots\dots\dots(2)$$

$$\sigma_2' = \frac{E_2}{1-\nu_2} \cdot \frac{(\beta-\alpha)dt}{1+C} \quad \dots\dots\dots(3)$$

ここで E_1 , E_2 及び ν_1 , ν_2 は母材及び合せ材の室温における縦弾性係数とポアソン比、 α , β は母材及び合せ材の熱膨張係数、 dt は熱処理温度 t_1 と室温 t_0 の差

Fig. 2 Residual stress distribution with depth below surface of cladding metal.

$(t_1 - t_0)$ である。また h をクラッド鋼の全厚, a を合せ材の厚さとする $C = aE_2(1 - \nu_1)/(h - a)E_1(1 - \nu_2)$ である。

(2) 式及び (3) 式によってクラッド鋼中に発生する応力を図示すると Fig. 4 中の σ'_1, σ'_2 のようになる。しかし実際にこのような応力状態を保てるのはクラ

Fig. 3 Illustration of residual stress generation due to heat treatment.

Fig. 4 Stress distribution expected from calculation at interior of clad steel.

ッド鋼が曲がらないように拘束した場合のみであって、本実験で取扱ったように拘束のないクラッド鋼では応力のモーメントがゼロになるような応力分布になる。次にこの場合を考えてみる。

簡単にするため合せ材と母材の縦弾性係数を同じとする。そしてクラッド鋼の中心をゼロとした座標を考える。曲げモーメントによって新しく発生した応力 σ_M を $\sigma_M = mz$ と中心からの距離 z に比例した応力と考える。したがって母材部の応力 σ_1 と合せ材部の応力 σ_2 は $\sigma_1 = mz + \sigma'_1, \sigma_2 = mz + \sigma'_2$ になり、この応力のモーメントがゼロになるように m を決める。すなわち次式によって m を求めると、

$$\int_{-h/2}^{h/2-a} z(mz + \sigma'_1) dz + \int_{h/2-a}^{h/2} z(mz + \sigma'_2) dz = 0 \quad \dots\dots\dots (4)$$

σ_1, σ_2 は次のようになる。

$$\sigma_1 = \left\{ \frac{6(h-a)}{h^2} z + 1 \right\} \sigma'_1 \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$\sigma_2 = \left(-\frac{6a}{h^2} z + 1 \right) \sigma'_2 \quad \dots\dots\dots (6)$$

これによって計算した応力分布は Fig. 4 のようになる。

次に下記の各物性値を代入して 400°C, 600°C で熱処理したときの合せ材, 母材の表面及び接合界面の応力 σ_1, σ_2 を求め Table 4 に示した。

Table 4 Comparison of calculated values obtained by eqs. (5) and (6) with measured values.
(kg/mm²)

Heat treatment temperature	Materials	Location	Residual stress	
			Calculated value	Measured value
400°C	Cladding metal	Surface	19.3	9.0
		Interface	22.0	28.9
	Base metal	Surface	6.8	-2.7
		Interface	-12.4	-15.2
600°C	Cladding metal	Surface	34.1	26.4
		Interface	38.8	39.6
	Base metal	Surface	12.0	10.1
		Interface	-21.9	-18.4

$$\alpha(0^\circ \sim 400^\circ\text{C}) = 13.5 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}^*,$$

$$\alpha(0^\circ \sim 600^\circ\text{C}) = 14.4 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}^*,$$

$$\beta(0^\circ \sim 400^\circ\text{C}) = 16.7 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}^*,$$

$$\beta(0^\circ \sim 600^\circ\text{C}) = 18.1 \times 10^{-6}/^\circ\text{C}^*$$

$E_1=21,000 \text{ kg/mm}^2$, $E_2=19,700 \text{ kg/mm}^2$, $\nu_1=0.28$,
 $\nu_2=0.30$ $t_0=20^\circ\text{C}$, $C=0.132$, $h=25 \text{ mm}$, $a=3 \text{ mm}$

Table 4 の中の合せ材, 母材の表面の応力の測定値は, Table 3 に示した σ_x , σ_y の平均値, また接合界面の応力の測定値は Fig. 2 に示した試験片と No. 5 及び No. 3 の試験片の接合界面にもっとも近い合せ材, 母材の応力 σ_x , σ_y の平均値である。

応力の計算値と測定値を比較してみる。400°C の場合, 界面部の応力は比較的合っているが, 表面部はかなり異っている。これに対し 600°C では全体に値がよく一致している。これから 600°C で焼鈍中にかなり応力の緩和が進み, 特に母材部における測定応力の大部分は冷却中に発生したと考えることができる。

以上クラッド鋼に熱処理を加えた場合, 発生する応力を求め, 測定値と比較したが, 内部応力の緩和がかなり進む高い温度で熱処理した場合は発生応力の推定計算が容易に行なえることがわかった。

4.4 爆着による残留応力の発生について

Fig. 2 で入手のままのクラッド鋼の接合界面部の合せ材側は引張応力, 母材側は圧縮応力になっていることを示したが, これは熱処理した場合の応力分布にかなり類似し, またそのような応力を示す領域が接合界面の近くだけに限られていることから, 爆着時に界面に発生した熱が合せ材, 母材に伝導し, 冷却するにしたがって合せ材に引張応力, 母材に圧縮応力が発生したと考えられる。しかし実際には爆着時の大きな塑性変形など多くの

要因を考慮しなければ, 真の残留応力発生機構はわからない。

5. 結 論

爆着オーステナイト系ステンレスクラッド鋼の入手のまま及び 400°C, 600°C に熱処理したときの合せ材, 母材の表面及び合せ材表面から母材にわたっての板厚方向の応力を X 線法によって測定し, また応力発生機構などを考察し次の結果が得られた。

1. 合せ材表面の残留応力は場所によって圧縮応力のところもあるが, 引張応力が支配的で約 10 kg/mm^2 の値を示す。母材表面はいずれも数 kg/mm^2 の圧縮応力である。

2. 熱処理されたクラッド鋼の合せ材表面はほぼ引張応力になり, 600°C では20数 kg/mm^2 になる。母材側表面は引張応力に変化し, 600°C では 10 kg/mm^2 の引張応力になっている。

3. 板厚方向の応力は入手のままのクラッドでは接合界面付近を除けば, あまり大きな応力はないが, 400°C, 600°C に熱処理すると合せ材内部の広い領域にわたって大きな引張応力が発生し, 界面に近い母材側には大きい圧縮応力が発生する。

この応力を合せ材と母材間の熱膨張係数の違いによるとして計算から求めると 600°C の場合測定値と計算値がよく一致した。

なお本研究に使用したクラッド鋼は HPI クラッド研究委員会から提供していただきました。稲垣委員長並びに委員の方々に厚くお礼致します。

参 考 文 献

- 1) 立川: “爆接軟鋼クラッドの残留応力”. 本誌, 39-9 (1970) 61
- 2) 篠原, 石田, 石原: “X線回折法による爆接クラッド鋼の残留応力測定”. 講演概要, No. 11 (1972), 346

*ここで使用した α, β は金属データブック⁷⁾ にのっている値から外挿した。

- 3) I. Tatsukawa and I. Oda: "Residual Stress Measurements on Explosive Stainless Clad Steel", Trans. JWS, 2-2 (1971), 26
- 4) 立川, 小田: "爆着フェライト系ステンレスクラッド鋼の残留応力と微視的組織", 圧力技術, 14 (1976) 120
- 5) 日本材料学会編: "X線応力測定法", 1966, 養賢堂
- 6) M.G. Moore and W.P. Evans: "Mathematical Correction for Stress in Removed Layer in X-ray Diffraction Residual Stress Analysis", SAE Trans., 66 (1958), 340
- 7) 日本金属学会編: "金属データブック", (1974) 106, 丸善

耐熱合金 A286 ならびにハステロイ X の拡散接合*

田村 博** 恩沢 忠男** 鈴村 暁男***

Diffusion Welding of High Temperature Alloy A286 and Hastelloy X*

by Hiroshi Tamura**, Tadao Onzawa**, and Akio Suzumura***

The diffusion-welding characteristics of γ' precipitation-hardened nickel-iron alloy A286 and solid-solution-strengthened nickel-base alloy Hastelloy X have been studied by microscopy, electron probe microanalysis, tensile tests, and stress-rupture tests.

In diffusion welding of A286 without any interlayer metals some titanium compounds were formed at the weld interface, which caused very poor joint properties. However, the formation of these compounds were fairly prevented by welding with a nickel foil interlayer at above the solvus temperature of γ' and η precipitates.

The diffusion heat treatment to promote the joint homogenization remarkably improved the joint properties, and diffusion welds of A286 and Hastelloy X with nickel foil interlayers were made which exhibited 80~100 % joint efficiency in 815°C stress-rupture tests.

An alloy interlayer having similar compositions to those of the base metal sometimes reduced the weldability.

1. 緒 言

近来, 耐熱合金においても拡散接合が有効な接合法であることが認識され, 一部の耐熱合金では満足できる接合結果が得られている。しかし, とくに析出強化型耐熱合金の場合, 高温クリープ強さが問題とされるにもかかわらず母材なみの強さをもつ接合部を得ることが難しく, さらに研究が望まれている。ところが, 継手のクリープ強さまで論じた研究は国内ではこれまでほとんどなく, 外国に数例見られるだけである¹⁻²⁾。

本報では, Al, Ti による γ' 相析出強化型耐熱合金として鉄基の A286, Mo 固溶強化型耐熱合金としてニッケル基のハステロイ X を選び, それぞれの材料を拡散

接合して, その直接接合性ならびにインサートメタルを用いた場合の接合性を, 金属組織および常温での機械的性質さらに高温での応力-破断試験結果により検討した。また耐熱合金は一般に熱処理により強度を高めるが, その熱処理が接合部に及ぼす影響についても検討を加えた。

2. 供試材ならびに実験方法

供試材は母材として A286 とハステロイ X を用い, インサートメタルにはニッケルおよびインコネル 600 の厚さ 5 μm の箔を用いた。接合試片の形状は直径 9 mm, 長さ 50 mm の丸棒とした。Table 1 に供試材の化学組成を示す。

接合は, 接合面をエメリー紙で1500番まで研磨し, トリクレンおよびアセトンにて洗浄後直ちに試片を接合装置内に装填し, 5×10^{-5} torr の真空中において高周波

*原稿受付 昭和52年10月18日 (昭和51年度春季全国大会にて発表)

**正 員 東京工業大学 Member, Tokyo Institute of Technology

***学 生 員 東京工業大学大学院 Student Member, Tokyo Institute of Technology g.c.