厚板を貫通する配管の溶接による残留応力発生機構の検討*

望月 正人**, 榎本 邦夫**, 岡本 紀明***, 斉藤 英世****, 林 英策****

Study on Production Mechanism of Welding Residual Stress at the Juncture of a Pipe Penetrating a Thick Plate

by Masahito Mochizuki**, Kunio Enomoto**, Noriaki Okamoto***,
Hideyo Saitoh**** and Eisaku Hayashi****

This paper studies welding residual stresses at the intersection of a small diameter pipe penetrating a thick plate. The pipe is welded to the plate, and Tungsten Inert Gas (TIG) cladding is melted on the inner surface of the pipe to protect it from stress corrosion cracking due to long operation in nuclear power plants.

Stresses are calculated by heat conduction analysis and thermal elasto-plastic analysis, and also measured by strain gauges. Welding residual stresses are shown to have no corrosive influence on the inner pipe surface, and the stresses are compressed enough to protect the pipe against stress corrosion cracking on the outer surface.

It was also studied to make clear the production mechanism of the residual stresses which were generated by welding processes at the pipe.

Key Words: Welding residual stress, Heat conduction analysis, Thermal elasto-plastic analysis, Stress measurement, Nuclear power plant, Stress Corrosion Cracking, Preventive maintenance

1. 緒 言

原子力発電プラント等の配管などに経年変化が予想される場合^{1,2)}, 機器の健全性を損なうことなく予防保全の処置を取ることは, プラントの信頼性を確保する上で重要な課題である。特に SUS304 鋼製配管などでは, 溶接による入熱などのために強鋭敏化すると, 粒界応力腐食割れが生じる場合があることはよく知られており, 現在までも種々の対応が講じられてきた³⁻⁵⁾。

一般に応力腐食割れは, 材料の鋭敏化, 高い引張り残留応力, 腐食環境の3条件が重なった場合に発生するものである。応力腐食割れを防止するためには3条件のいずれかが除去されればよく, 特に, 粒界応力腐食割れの予防保全としては, 鋭敏化した材料の表面改質が有効と考えられる。その具体的方法の一つとして, Fig. 1 に示すように, 厚板を貫通する配管の溶接部内表面に薄肉スリーブを取付け, TIG アークで低入熱溶融することにより高耐食性の溶着金属層を形成する手法(溶加スリーブ方式 TIG クラッド法, 以下, この手法による溶接を TIG クラッド溶接と言う)が開発されている。スリーブの成分を調整することにより, 配管内表面の耐食性を向上させることができ, 配管外表面についても水冷溶接¹⁾の効果により残留応力の改善が期待できる。

ここで, TIG クラッド溶接により新たに発生する残留応力が, ステンレス配管内外表面の耐食性に悪影響を及

Fig. 1 Outline of TIG cladding method.

ぼさないようにすることが望ましい。そこで本研究では, TIG クラッド溶接の信頼性評価の一つとして, 厚板を貫通する配管の取付け溶接及び TIG クラッド溶接により発生する残留応力を, ひずみゲージを用いた測定と有限要素法による熱弾塑性応力解析により求め, 得られた残留応力分布の妥当性を確認するため, その発生機構について検討した。

2. 残留応力測定及び解析方法

2.1 測定方法

Fig. 2 に示すような実機を模擬した試験片により残留応力を測定する。試験片は Fig. 3 に示すように配管を厚板に13溶接バスで取付け溶接することにより製作した。配管内外表面に熱電対を取付け, 溶接時の温度履歴を測定しながら溶接を行った。1 溶接バスの円周溶接が終了するごとに, 溶接部近傍が約50°Cになるまで空冷し, そ

*原稿受付 平成6年1月6日 平成3年度秋季全国大会で発表

**正 員 ㈱日立製作所 機械研究所 Member, Mechanical Engineering Research Laboratory, Hitachi, Ltd.

***非 会員 ㈱日立製作所 機械研究所 Non-member, Mechanical Engineering Research Laboratory, Hitachi, Ltd.

****非 会員 ㈱日立製作所 日立工場 Non-member, Hitachi Works, Hitachi, Ltd.

Fig. 2 Configuration of mock-up for measuring residual stresses.

Fig. 3 Conditions of welding pass and heat input at connection-welding.

の後次のパスの溶接を行った。

取付け溶接終了後、配管内外表面にひずみゲージを貼り付け、ひずみゲージの周囲を細断することにより解放されたひずみを計測し、残留応力を求めた。なお、ゲージ長1 mmの直交2軸抵抗線ひずみゲージを使用した。

さらに、同様の手順で製作したもう一つの試験片に、実機をTIGクラッド溶接する際と同じ手順で処理を行う。まず、取付け溶接部付近の配管内表面に薄肉スリーブを挿入した後、Fig. 4に示すように入熱量0.3 kJ/mm、59パスの円周TIGアークによりスリーブを溶融する。TIGクラッド溶接施工時の配管外面の環境は、厚板容器内に水がある状態を模擬した水冷部と、他の空冷部とを区別することにより、実機施工時の状態に合わせてある。

TIGクラッド溶接終了後の試験片についても、取付け溶接終了後の試験片と同様の手順で残留応力を測定し

Fig. 4 Conditions of welding pass and heat input at TIG cladding.

た。

2.2 解析方法

一方、今回の解析では試験片を2次元軸対称問題として解析した。熱と応力の連成は、溶接の場合それほど大きくないと考えられる⁹⁾ので、溶接中の熱と応力の解析はそれぞれ別個に行う。まず熱伝導温度解析を行うことにより全体の温度分布を求める。得られた温度解析の結果を熱荷重として、熱弾性応力解析を行い、残留応力を解析した。また、解析には2次元8節点軸対称アイソパラメトリック要素を用いた。使用した要素数は681、節点数は2230である。

温度解析に用いた材料定数をTable 1、応力解析に用いた材料定数をTable 2に示す。これらの材料定数は全て材料試験により得られたものである。この中で、インコネルとSUS304鋼の降伏応力については、溶接の熱影響による組織変化を考慮するため、同じ材料でも溶接部からの距離について数種の値を用いている。また、1050°C以上のヤング率及び降伏応力については力学的に強度を持たないとして0に近い値を用いている。塑性降伏状態でのひずみ硬化係数は一定とし、降伏条件にはミーゼスの降伏条件を、硬化則については移動硬化則を用いている。なお、クリープ、変態膨張など、速度依存性のあるものの影響については考慮していない。

また、実際には溶接パス全13パスすべてを忠実にシミュレートする必要があるが、今回の解析では、Fig. 5に示すように、複数の溶接パスが同時に溶接されたとする(以下、簡略パスと言う)ことにより解析を簡略化した。簡略パスを採用したのは、計算時間の短縮のためであるが^{7,9)}、今回のような簡略パスにモデル化したのは以下の理由による。ある特定の溶接パスの直前の数パスにより形成された残留応力は、直前の数パスに相当する箇所がその溶接パスによりある程度高温(今回の解析の場合、

Table 1 Physical properties for heat conduction analysis.

Carbon steel		20	149	288	427	566	704	815	2000
Temperature	°C								
Thermal conductivity	kJ/mm·s·°C	2.47×10^{-5}	2.57×10^{-5}	2.61×10^{-5}	2.59×10^{-5}	2.56×10^{-5}	2.58×10^{-5}	2.63×10^{-5}	2.83×10^{-5}
Specific gravity	kg/mm ³	7.85×10^{-6}	7.85×10^{-6}	7.85×10^{-6}	7.85×10^{-6}	7.85×10^{-6}	7.85×10^{-6}	7.85×10^{-6}	7.85×10^{-6}
Specific heat	kJ/kg·°C	1.90	1.70	1.47	1.23	0.992	0.657	0.791	0.791
Inconel		20	149	288	566	815	1000	1500	2000
Temperature	°C								
Thermal conductivity	kJ/mm·s·°C	1.49×10^{-5}	1.66×10^{-5}	1.87×10^{-5}	2.34×10^{-5}	2.77×10^{-5}	3.10×10^{-5}	3.98×10^{-5}	4.89×10^{-5}
Specific gravity	kg/mm ³	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}	8.50×10^{-6}
Specific heat	kJ/kg·°C	0.645	0.670	0.720	0.800	0.871	0.913	1.05	1.17
304 and 316L stainless-steel		20	100	200	400	600	1000	1500	2000
Temperature	°C								
Thermal conductivity	kJ/mm·s·°C	1.46×10^{-5}	1.56×10^{-5}	1.70×10^{-5}	1.97×10^{-5}	2.24×10^{-5}	2.76×10^{-5}	3.43×10^{-5}	4.12×10^{-5}
Specific gravity	kg/mm ³	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}	7.86×10^{-6}
Specific heat	kJ/kg·°C	0.452	0.493	0.523	0.553	0.578	0.620	0.678	0.737
Air		Water							
Coefficient of heat transfer	kJ/mm ² ·s·°C	1.16×10^{-8} 5.55×10^{-6}							

Table 2 Material properties for thermal elasto-plastic analysis.

Carbon steel		20	100	400	570	800	1000	1050	2000
Temperature	°C								
Young's moduli	GPa	210	207	186	150	20.0	6.00	0.010	0.010
Poisson's ratio		0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300
Yield stresses	MPa	500	475	360	275	67.5	45.0	1.00	1.00
Coefficient of strain hardening	GPa	5.00	5.00	5.00	5.00	5.00	5.00	0.001	0.001
Coefficient of linear expansion	1/°C	1.15×10^{-5}	1.21×10^{-5}	1.38×10^{-5}	1.47×10^{-5}	1.59×10^{-5}	1.69×10^{-5}	1.70×10^{-5}	2.02×10^{-5}
Inconel		20	100	400	560	800	1000	1050	2000
Temperature	°C								
Young's moduli	GPa	223	212	200	158	98.0	20.0	0.010	0.010
Poisson's ratio		0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300
Yield stresses(d < 20mm)	MPa	450	410	370	340	240	85.0	1.00	1.00
Yield stresses(d ≥ 20mm)	MPa	400	365	330	305	210	70.0	1.00	1.00
Coefficient of strain hardening	GPa	3.00	3.00	3.00	3.00	3.00	3.00	0.001	0.001
Coefficient of linear expansion	1/°C	1.21×10^{-5}	1.36×10^{-5}	1.45×10^{-5}	1.49×10^{-5}	1.54×10^{-5}	1.57×10^{-5}	1.58×10^{-5}	1.74×10^{-5}
304 and 316L stainless-steel		20	100	300	600	800	1000	1050	2000
Temperature	°C								
Young's moduli	GPa	199	194	190	152	97.0	48.0	0.010	0.010
Poisson's ratio		0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300	0.300
Yield stresses(d < 10mm)	MPa	430	380	330	250	195	80.0	1.00	1.00
Yield stresses(10mm ≤ d < 20mm)	MPa	350	310	270	205	160	65.0	1.00	1.00
Yield stresses(d ≥ 20mm)	MPa	270	240	210	160	120	50.0	1.00	1.00
Coefficient of strain hardening	GPa	18.0	18.0	18.0	18.0	18.0	18.0	0.001	0.001
Coefficient of linear expansion	1/°C	1.52×10^{-5}	1.58×10^{-5}	1.72×10^{-5}	1.86×10^{-5}	1.94×10^{-5}	2.00×10^{-5}	2.01×10^{-5}	2.36×10^{-5}

d : Distance from melting zone

Fig. 5 Diftion of simplified pass in numerical analysis at connection-welding.

Fig. 6 Diftion of simplified pass in numerical analysis at TIG cladding.

ヤング率と降伏応力の値が急激に下降する温度である 800°C 程度) になれば, その溶接パスによって一度弛緩される。その後, 冷却が進行するにつれ新たな残留応力が再分布する。すなわち, 最後の溶接パスの位置がその直

前の数パスの位置と大きく変化しないならば, 直前の数パスの累積として発生している残留応力分布には関係なく, 最終的な残留応力は, 最後の溶接パスによって決定すると考えられる。そこで, 実際の溶接パス 2~4 パス

ごとに簡略パスを定義し、各簡略パス内の最終パスの部分に、溶接入熱に相当する熱量を与えた。なお、各簡略パス内の最終パスは、今回の評価対象である配管に近い側の溶接パスとしている。

以上のような考えから、溶接による熱効率を75%として、各簡略パス内の溶接部に相当する要素が内部発熱し、簡略パスが順々に積層するとして解析を行った。配管内外表面での温度履歴が実測値に一致するように発熱時間を調整した。また、溶接部の温度が50°Cになると次の簡略パスの溶接が始まるものとした。

TIG クラッド溶接部についても、複数の溶接パスが同時に溶接されたものとしてモデル化する。すなわち、Fig. 6 に示すように、配管取付け溶接部のルート部、止端部に相当する箇所では TIG クラッド溶接部を分割し、3 回の簡略パスが順々に溶接されるとして解析を行った。TIG クラッド溶接はその施工範囲が広いので、配管取付け溶接のように最終パスの部分だけを発熱させるのではなく、定義した簡略パス全体が発熱するものとした。挿入したクラッド部に実際の溶接パス回数分の入熱量を同時に与えた。なお、初期状態として取付け溶接後の残留応力結果を用い、その応力状態から続けて TIG クラッド施工による残留応力解析を行っている。

3. 実験及び解析結果

3.1 温度履歴

温度解析結果の一例として、配管取付け溶接の簡略パス 1 パス目による溶接部の最高温度到達時での温度分布を Fig. 7 に示す。溶接部全体が 1000°C 以上になっていることがわかる。温度解析結果については、2 次元解析であり、また、簡略パスを用いたため、解析値と実測値の直接的な比較はできない。しかし、各簡略パスの発熱さ

Fig. 7 Temperature distribution of pipe when temperature of deposit due to first simplified pass is maximum.

せた部分に相当する実際の溶接パスによる配管内外表面での温度履歴については、解析結果と実測値はよく一致していることが確認された。また、TIG クラッド溶接による温度分布は、配管の外表面を水冷しているため、配管半径方向に急勾配の温度分布となることも確認された。

3.2 取付け溶接終了後の残留応力分布

配管の取付け溶接終了後の残留応力の測定値と解析値の比較を Fig. 8, Fig. 9 に示す。それぞれ配管の溶接部周辺の内表面、外表面についての残留応力分布を示している。全体的に、測定値と解析値はよく一致していることがわかる。

配管内表面の軸方向残留応力については、取付け溶接部近傍に大きな圧縮応力、その両側に引張り応力が発生

Fig. 8 Residual stress on the inner surface of pipe after connection-welding.

Fig. 9 Residual stress on the outer surface of pipe after connection-welding.

している。圧縮応力のピーク値は解析値、測定値ともに溶接ルート部から約5mm上側にある。一方、円周方向の残留応力は、全体的に高い引張り応力になっている。

配管外表面では、軸方向の残留応力は、溶接部から離れるにつれ大きな圧縮応力になる。円周方向の残留応力は、溶接部の境界線上では高い引張り応力が残っているが、少し離れると圧縮応力になる。

3.3 TIG クラッド溶接終了後の残留応力分布

TIG クラッド溶接終了後の残留応力の実測値と解析値の比較を Fig. 10, Fig. 11 に示す。取付け溶接終了時と同様に解析値と実測値は全体的によく一致していることがわかる。

配管内表面では、軸方向の残留応力は、取付け溶接部近傍では取付け溶接終了後と同様に圧縮応力、その両側

では引張り応力が TIG クラッド端部まで分布している。TIG クラッド端部付近では、急激に応力は減少し、一度圧縮応力になるが、さらに端部から離れるにつれて応力は0となる。円周方向の残留応力については、TIG クラッド施工部全体にわたって高い引張り応力となっている。

配管外表面では、軸方向の残留応力は、TIG クラッド施工部全域にわたり高い圧縮応力になっている。円周方向の残留応力は溶接部の境界線上ではわずかに引張り応力が残っているが、少し離れると応力は急激に減少し、圧縮応力になっている。

3.4 簡略パスの妥当性

以上のように、解析値と測定値がよく一致していることから、多層溶接による残留応力を解析する際、今回のように簡略パスによるモデル化を行っても、かなり詳細な応力分布を求めることができると言える。その際、評価対象に応じて、簡略パスの分割方法及び入熱箇所の設定が重要となる。また、簡略パスによる解析は、溶接パス1パスごとに解析を行う場合に比べて大幅な解析時間の短縮が可能となる。

4. 残留応力発生メカニズムの検討

4.1 取付け溶接時のメカニズム

取付け溶接時の残留応力は、取付け溶接による配管の変形と、配管自身の溶融による円周方向への収縮および半径方向への収縮を主因として、それぞれに対して誘起される応力の和として発生していると考えられる。

Table 3 には、取付け溶接による残留応力発生メカニズムの模式図を示す。

配管は溶接により溶接部を中心として半径方向に外側に引きよせられるように変形する。このため配管内表面では、軸方向応力は各変曲点において正負のピーク値をとり、溶接部近傍では圧縮、その両側に引張り応力が発生すると考えられる。また、円周方向応力は配管の半径方向への変形にともない全体的に引張り応力になると考えられる。一方、配管外表面では内表面とは逆に、軸方向応力は溶接部近傍では引張り、その両側では圧縮応力になり、円周方向応力は全体的に引張り応力になると考えられる。

また、取付け溶接により配管の一部は溶融するが、この溶融された部分が冷却中に収縮することにもない、配管自身が円周方向、半径方向それぞれに収縮する。円周方向への収縮ひずみは取付け溶接部の溶接線方向の収縮により発生するが、溶接部近傍の高温側とその両側の低温側の間に収縮差があるため、配管内外表面ともに溶接部近傍に引張り、その両側に圧縮の円周方向応力が発生すると考えられる。

一方、半径方向への収縮ひずみにより、高温の配管外表面側は収縮しようとし、低温の内表面側はそれを妨げようとするため、軸方向、円周方向の応力ともに配管内表面では圧縮、配管外表面では引張り応力になると考えられる。

以上のような要因の和を主因として残留応力が発生していると考ええると、実測及び解析により求めた取付け溶接による残留応力分布は妥当な分布であると言える。

4.2 TIG クラッド溶接時のメカニズム

TIG クラッド溶接時の残留応力は、配管の取付け溶接による残留応力が存在しているところに、配管自身の溶融および冷却にともなう円周方向への収縮、半径方向へ

Fig. 10 Residual stress on the inner surface of pipe after TIG cladding.

Fig. 11 Residual stress on the outer surface of pipe after TIG cladding.

Table 3 Production mechanism of residual stress at connection-welding.

	Inner surface		Outer surface	
	Axial stress	Circumferential stress	Axial stress	Circumferential stress
① + ② + ③	① + ② + ③	① + ② + ③	① + ② + ③
① Stress due to deformation by connection-welding	①	①	①	①
② Stress due to circumferential contraction	②	②	②	②
③ Stress due to radial contraction High temperature	③	③	③	③

の収縮による応力がそれぞれ付加されることを主因として発生していると考えられる。Table 4 には、TIG クラッド溶接による残留応力発生メカニズムの模式図を示す。

円周方向への収縮ひずみは、TIG クラッド溶接部が溶接線方向に収縮するために発生するが、配管内表面の TIG クラッド端部付近では収縮差があるため、高温側の TIG クラッド施工部に引張り、低温側の母材部に圧縮の円周方向応力を発生させると考えられる。配管外表面についても、同様の円周方向応力を発生させるが、外表面は全体が水冷された状態で溶接が行われているため、その値は非常に小さいと考えられる。

一方、半径方向への収縮ひずみにより、高温の内表面側は収縮しようとするが、低温の外表面側はそれを妨げようとする。このため、配管内表面での軸方向応力は、全体的に引張り応力になり、さらに、TIG クラッド端部には曲げが発生し、TIG クラッド端部の外側では圧縮、TIG クラッド端部の内側では引張り応力が加わると考えられる。また、円周方向には全体的に引張り応力になると考えられる。一方、配管外表面では、軸方向、円周方向の応力ともに全体的に圧縮応力になると考えられる。

以上のような要因により残留応力が発生していると考え、実測及び解析により求めた TIG クラッド溶接終了後の残留応力分布についても、取付け溶接時の残留応力分布と同様に、妥当な分布であると言える。

5. 残留応力の応力腐食割れに対する影響

TIG クラッド溶接施工後の残留応力分布には、配管内の TIG クラッド表面の一部に比較的大きな引張り応力が存在している。しかし、この部分は耐食性の非常に良好な TIG クラッド層で被覆されており、別途行った耐食試験にて、1%（今回の残留応力発生の要因となるひずみの約 5 倍）のひずみを付加した条件下でも十分な耐食性が確認されていることから、TIG クラッド表面上の引張り残留応力は、応力腐食割れに対して問題はないと考えられる。さらに、TIG クラッド端部付近には最大 80 MPa の引張り応力が発生しているが、この値についても、173 MPa 以下の値は応力腐食割れに対して問題がないことが確認されている^{9,10)}。また、配管外表面では、TIG クラッド溶接施工後、応力腐食割れ防止に対して効果の高い圧縮の残留応力分布に改善することができた。

このように、厚板を貫通する配管の TIG クラッド溶接により発生する残留応力は、応力腐食割れに対して問題のないことがわかった。

6. 結 論

厚板を貫通する配管の応力腐食割れ予防保全対策として開発した溶加スリーブ方式 TIG クラッド法の信頼性評価の一つとして、溶接により発生する残留応力について、ひずみゲージを用いた測定と、有限要素法による熱弾塑性応力解析を行うことにより検討した。

Table 4 Production mechanism of residual stress at TIG cladding.

	Inner surface		Outer surface	
	Axial stress	Circumferential stress	Axial stress	Circumferential stress
① + ② + ③	① + ② + ③	① + ② + ③	① + ② + ③
① Stress due to connection-welding	①	①	①	①
② Stress due to circumferential contraction	②	②	②	②
③ Stress due to radial contraction High temperature	③	③	③	③

取付け溶接後、TIG クラッド溶接後それぞれの残留応力の測定値と解析値は全体的によく一致した。それぞれの場合について残留応力発生メカニズムについて検討した結果、測定及び解析により得られた結果は妥当なものであることがわかった。

さらに、TIG クラッド溶接による配管内外表面の残留応力は、応力腐食割れに対して問題のないことが確認された。

謝 辞

本研究の遂行にあたり、芝浦工業大学飯田國廣教授、大阪大学松田福久教授、上田幸雄教授に貴重なご意見、ご討論をいただきました。ここに記して厚くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 上田, 中長, 清水, 笠井: オーステナイト系ステンレス鋼管の多層突合せ溶接への水冷法の適用とその残留応力, 溶接学会誌, 49-1 (1980), 61-66.
- 2) 上田, 中長, 清水, 大久保: 水冷法による円周多層突合せ溶接の残留応力とその生成機構, 溶接学会誌, 52-2 (1983), 90-97.
- 3) E.F. Rybicki and P.A. McGuire: The effects of induction heating conditions on controlling residual stresses in welded pipes, Transactions of the American Society of Mechanical Engineering, Journal of Engineering Materials and Technol-

ogy, 104 (1992), 267-273.

- 4) 坂田, 榎本, 清水, 佐川: サーマルスリプ付ノズルの高周波加熱応力改善法の開発, 溶接学会論文集, 6-1 (1988), 64-70.
- 5) M. Amano: The needs of the nuclear pressure boundary industry in the 1990s, Nuclear Engineering and Design, 124 (1990), 3-15.
- 6) J.H. Argyris, J. Szimmat and K.J. Willam: Computational aspects of welding stress analysis, Computer Method in Applied Mechanics and Engineering, 33 (1982), 635-666.
- 7) 上田, 中長: 極厚板多層突合せ溶接残留応力分布とその生成機構特性に基づく理論解析及び実験の簡略化, 溶接学会論文集, 2-1 (1984), 75-82.
- 8) Y. Ueda, K. Iida, M. Saito and A. Okamoto: Finite element modeling and residual stress calculation for multi-pass single welded joint between a plate and the penetrating pipe, Modeling of Casting, Welding and Advanced Solidification Processes V, the Minerals, Metals and Materials Society, (1991), 219-227.
- 9) 国谷, 正岡, 佐々木, 中川: 304ステンレス鋼の高温水中における応力腐食割れに及ぼす予ひずみの影響, 防食技術, 29-8 (1980), 397-402.
- 10) J. Kuniya, I. Masaoka, R. Sasaki, and S. Kirihaara: Effects of surface finishing on stress corrosion cracking of austenitic stainless steels in high temperature water, Journal of Materials for Energy Systems, 1 (1980), 30-41.