

本資料は 〇/年 7月 3/日付けで登録区分、
変更する。

[技術情報室]

高速炉配管異材継手の熱サイクル試験

成果報告書

1983年8月

日立造船株式会社

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1184 茨城県那珂郡東海村大字村松4番地49
核燃料サイクル開発機構
技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to:
Technical Cooperation Section,
Technology Management Division,
Japan Nuclear Cycle Development Institute
4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki, 319-1184
Japan

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)

資料の供覧、複製、転載引用等には事業団の承認が必要です。



高速炉配管異材継手の熱サイクル試験*

植田正弘**, 谷川雅之**, 松石正克**

要 旨

SUS304と2¼Cr-1Mo鋼の異材管継手の熱サイクル試験及び一連の応力解析を実施し、以下の結論が得られた。

- (1) 550ないし650℃で24時間保持される一様昇降温熱サイクルを50ないし200回供試体に加えたが、異材継手部にき裂あるいはボイドの発生は認められなかった。
- (2) 熱サイクル負荷によって2¼Cr-1Mo鋼側境界に炭素移動及び浸炭域の硬化がみられた。ただし、Larson-Millerパラメータで換算した「もんじゅ」の運転条件に相当する温度条件ではこれらの現象は微小であった。
- (3) 高温構造設計方針の弾性解析による損傷評価のうちの一般規定によってクリープ損傷を評価すると非常に安全側の値が得られる。これは2次応力とピーク応力の緩和が考慮されていないからである。
- (4) バタリング厚さ、開先角度及び余盛形状に関する応力指数C₁, C₂及びKの算出式を提案した。応力強さ範囲は次式で簡単かつ精度よく推定できる。

2次応力強さ範囲

$$\langle Q_T \rangle_R = (0.7 \sim 0.8) C_1 \cdot C_2 E_{ab} \left| \alpha_a T_a - \alpha_b T_b \right|$$

2次プラスピーク応力強さ範囲

$$\langle Q_{T+F} \rangle_R = K (0.7 \sim 0.8) C_1 \cdot C_2 E_{ab} \left| \alpha_a T_a - \alpha_b T_b \right|$$

ここで、 E_{ab} , α_a , α_b , T_a 及び T_b は高温構造設計方針における定義と同じである。

*本報告書は、日立造船株式会社が、動力炉・核燃料開発事業団の委託により実施した研究の成果である。

** 日立造船(株), 技術研究所, 強度研究室

NOT FOR PUBLICATION

PNC SJ219 83-01

Aug. 1983



Thermal Cycle Test of Dissimilar Metal Welded Joint of
SUS304 Steel and $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo Steel in Prototype LMFBR¹⁾

Masahiro Ueda²⁾

Masayuki Tanigawa²⁾

Masakatsu Matsuishi²⁾

Abstract

Thermal cycle tests of dissimilar metal welded joints of SUS304 steel and $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo steel and elastic and inelastic stress analyses were performed. The following results were obtained.

- (1) No cracks and creep voids were observed in the dissimilar metal welded joints subjected to 50 to 200 cycles of uniform heatup and cooldown with 24 hours of hold time at 550, 600 or 650°C.
- (2) Carbon migration from $2\frac{1}{4}$ Cr-1Mo region to high nickel weld metal, INCONEL 82 or SUS309, and hardening in carbon-enriched region were observed. These phenomena, depending on hold temperature and hold time, were negligible under the condition nearly equivalent to the operating condition of 'MONJU' using the Larson-Miller parameter.
- (3) The general rule for evaluation of creep damage using elastic stress analysis, given in Structural Design Guide for high temperature class 1 components in the prototype fast breeder reactor, gives very conservative values of creep damage. This is due to no consideration of relaxation of the secondary and peak stress components during the hold time at high temperatures.

1) This work was performed under contract between Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corp. and Hitachi Zosen Corp.

2) Strength Research Division, Technical Research Institute, Hitachi Zosen Corporation.

- (4) Empirical formulae for estimating the stress indices C_1 , C_2 and K are proposed, where C_1 is the stress index for buttering thickness, C_2 is for a groove angle and K is for weld bead geometry. Stress intensity range is calculated simply and accurately using the following equation.

Secondary stress intensity range

$$\langle Q_T \rangle_R = (0.7 \sim 0.8) C_1 \cdot C_2 E_{ab} | \alpha a T_a - \alpha b T_b |$$

Secondary and peak stress intensity range

$$\langle Q_{T+F} \rangle_R = K (0.7 \sim 0.8) C_1 \cdot C_2 E_{ab} | \alpha a T_a - \alpha b T_b |$$

Where E_{ab} , αa , αb , T_a and T_b are defined same as given in the Structural Design Guide.

目 次

1. 緒 言	1
2. 異材継手の熱サイクル試験	3
2.1 試験目的	3
2.2 試験方法	3
2.2.1 供試体の素材	3
2.2.2 供 試 体	4
2.2.3 熱サイクル試験装置	6
2.2.4 計 測	7
2.2.5 試験条件	8
2.3 熱サイクル試験結果	9
2.4 供試体のクリープ疲労損傷評価	9
2.4.1 解析方法	9
2.4.2 弾性解析に基づく損傷評価結果	12
2.4.3 非弾性解析に基づく損傷評価結果	19
2.5 継手特性試験	21
2.5.1 試験項目	21
2.5.2 引張試験	21
2.5.3 シャルピー衝撃試験	24
2.5.4 硬さ試験	26
2.5.5 炭素元素分布観察	26
2.5.6 マクロ, ミクロ組織観察	33
2.5.7 残留応力計測	42
2.5.8 各種試験結果のまとめ	45
3. 異材継手の応力解析	45
3.1. 解析の目的	45
3.2 解析プログラム	46
3.3 解析条件	46
3.4 応力解析結果 I (一様昇降温の場合)	52

3.4.1	弾性解析結果	52
3.4.2	非弾性解析結果	88
3.5	応力解析結果Ⅱ（熱過渡時）	111
3.5.1	解析ケース	111
3.5.2	弾性解析結果	111
3.6	考 察	115
3.6.1	異材継手のクリープ疲労寿命評価法	115
3.6.2	推奨開先形状	116
4.	結 言	121
	参 考 文 献	125

内容のあらまし

SUS304と2¼Cr-1Mo鋼の異材管継手の熱サイクル試験及び一連の応力解析を実施し、以下の結論が得られた。

- (1) 550ないし650℃で24時間保持される一様昇降温熱サイクルを50ないし200回供試体に加えたが、異材継手部にき裂あるいはボイドの発生は認められなかった。
- (2) 熱サイクル負荷によって2¼Cr-1Mo鋼側境界に炭素移動及び浸炭域の硬化がみられた。ただし、Larson-Millerパラメータで換算した「もんじゅ」の運転条件に相当する温度条件ではこれらの現象は微小であった。
- (3) 高温構造設計方針の弾性解析による損傷評価のうちの一般規定によってクリープ損傷を評価すると非常に安全側の値が得られる。これは2次応力とピーク応力の緩和が考慮されていないからである。
- (4) バタリング厚さ、開先角度及び余盛形状に関する応力指数 C_1 、 C_2 及び K の算出式を提案した。応力強さ範囲は次式で簡単かつ精度よく推定できる。

2次応力強さ範囲

$$\langle Q_T \rangle_R = (0.7 \sim 0.8) C_1 \cdot C_2 E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b |$$

2次プラスピーク応力強さ範囲

$$\langle Q_T + F \rangle_R = K (0.7 \sim 0.8) C_1 \cdot C_2 E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b |$$

ここで、 E_{ab} 、 α_a 、 α_b 、 T_a 及び T_b は高温構造設計方針における定義と同じである。

1. 緒 言

高速増殖原型炉「もんじゅ」においては、1次及び2次冷却系配管にオーステナイトステンレス鋼、蒸気発生器に低合金フェライト鋼が使用されるので、蒸気発生器まわりに両鋼種の異材溶接管継手が必然的に生じる。異材管継手の材料境界は物理的及び機械的性質が不連続的に変化し、またしばしば溶接余盛止端部と位置が重なるために、応力及びひずみの集中が問題となる場合がある。特に、異材管継手が高温で使用される場合は、オーステナイトステンレス鋼とフェライト鋼の熱膨張係数の差に起因する熱応力がかなり大きくなるので、プラントの起動停止等の熱サイクルと運転中の高温長時間保持によるクリープ疲労損傷を慎重に評価し、その構造健全性をあらかじめ確認しておく必要がある。

異材管継手については、火力発電用ボイラなどでの使用実績に基づいた主として金属学的見地からの研究がかなり報告され、強度面からの検討もいくつかなされている。高速増殖炉の開発(1)(2)(3)実用化に関連した異材継手の施工法と継手性能調査、熱過渡強度試験、詳細非弾性解析等が実施(4)(5)(6)されている。これらの検討で得られた結論をまとめると以下のとおりである。(7) (8) (9)

(1) オーステナイトステンレス鋼とフェライト鋼の異材継手の引張試験、単軸クリープ試験及びひずみ制御引張圧縮疲労試験では大半のケースでフェライト鋼母材部から破断が生じる。

(2) 高温で長時間使用された異材継手では、材料境界のフェライト鋼側が脱炭軟化し、溶接金属側で浸炭がみられる。インコネル系の溶接棒を用いると脱浸炭が少ない。

(3) 火力発電用ボイラで使用される異材継手の破損の多くはフェライト鋼側の融合線付近で生じている。

(4) 異材管継手の内面に大きい熱過渡ひずみが繰返し加えられると、オーステナイトステンレス鋼-溶接金属境界(余盛止端部)に最初にき裂が発生し、次いでステンレス鋼平滑母材、フェライト鋼-溶接金属境界、インコネル系溶接金属側余盛止端部の順にき裂が発生する。もし、異材継手の内面が平滑に仕上げられていれば、オーステナイトステンレス鋼-溶接金属境界よりも前にステンレス鋼平滑母材部にき裂が発生することがある。

(5) ASME B&PV Code, Code Case N-47⁽¹⁰⁾等の高温設計基準にしたがって高速増殖炉運転中に異材管継手に生じるクリープ疲労損傷を評価すると、フェライト鋼側境界近傍で損傷が最大となる。

本研究は従来の研究成果をふまえ、異材管継手に高温側で保持時間を有する一様昇降温熱サイクルが加えられたときの構造健全性を試験及び解析により検討し、高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針⁽¹¹⁾(以下「高温構造設計方針」と呼ぶ)を異材管継手の強度評価に適用した場合の妥当性を確認するものである。本研究の検討項目を以下に示す。

- (1) 異材管継手モデルの熱サイクル試験
- (2) 熱サイクル試験終了後の継手性能試験
- (3) 熱サイクル試験で異材管継手モデルに生じるクリープ疲労損傷の評価及び試験結果との比較検討
- (4) 一様昇温時及び熱過渡時に異材管継手に生じる応力・ひずみの弾性解析及び非弾性解析による評価
- (5) インコネル等のバタリングの応力軽減効果、溶接開先角度の影響等の解析による評価
- (6) 異材管継手のクリープ疲労損傷評価における高温構造設計方針中の関連規定の妥当性の検討

2. 異材継手の熱サイクル試験

2.1 試験目的

異材管継手モデルに高温側で保持時間を有する一様昇降温熱サイクルを加えることにより繰返し熱応力を発生させ、クリープと熱疲労の重畳下での異材管継手の強度を実験的に評価する。熱サイクル試験終了後、管継手部の材料試験を実施し、長時間加熱による継手性能の変化を検討する。

2.2 試験方法

2.2.1 供試体の素材 熱サイクル試験で用いられた供試体の素管は、住友金属㈱製の SUS 304 継目無鋼管 (JIS G 3459 SUS 304 TP) 及び 2 ¼ Cr-1Mo 鋼継目無鋼管 (JIS G 3458 STPA 24) で、その仕上げ寸法は外径 9.5 mm, 肉厚 1.45 mm, 長さ 6 m である。Table 1 に素管の化学成分, Table 2 に機械的性質を示す。これらはすべて JIS の規格を満足している。なお、これらの素管は動力炉・核燃料開発事業団大洗工学センターにおいて実施された異材管継手の配管熱過渡試験の供試体用素管と同一のヒートである。

Table 1 Chemical compositions of pipes for the test specimen (From mill sheet)

(a) SUS 304 TP

Element		C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Co
JIS	Min	0.04	—	—		—	8.00	18.00	
	Max	0.08	1.00	2.00	0.040	0.030	11.00	20.00	
Analysis value	Ladle	0.04	0.52	1.61	0.026	0.001	9.55	18.50	0.24
	Check	0.04	0.51	1.65	0.025	0.001	9.50	18.55	0.23

(b) STPA 24

Element		C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
JIS	Min	0.08	—	0.30	—	—	1.90	0.87
	Max	0.14	0.50	0.60	0.030	0.030	2.60	1.13
Analysis value	Ladle	0.09	0.39	0.45	0.024	0.008	2.20	0.94
	Check	0.10	0.39	0.45	0.025	0.008	2.20	0.95

Table 2 Mechanical properties of pipes for the test specimen⁽⁸⁾

(a) SUS 304 TP

Property	Temperature	0.2% offset yield strength kgf/mm ² {MPa}	Ultimate strength kgf/mm ² {MPa}	Elongation (%)	Reduction of area (%)
J I S	R. T.	21 ≤ {205.9}	53 ≤ {519.8}	35 ≤	50 ≤
Test	R. T.	26.2 {256.9}	64.0 {627.6}	60.2	85.3
Result	550℃	14.9 {146.1}	39.8 {388.3}	37.2	79.2

Heat treatment 1030℃×5min → W. Q.

(b) STPA 24

Property	Temperature	0.2% offset yield strength kgf/mm ² {MPa}	Ultimate strength kgf/mm ² {MPa}	Elongation (%)	Reduction of area (%)
J I S	R. T.	21 ≤ {205.9}	42 ≤ {411.9}	18 ≤	
Test	R. T.	36.5 {357.9}	51.4 {504.1}	27.0	78.0
Result	550℃	23.1 {226.5}	38.2 {374.6}	25.6	83.8

Heat treatment 920℃×10min → A. C.

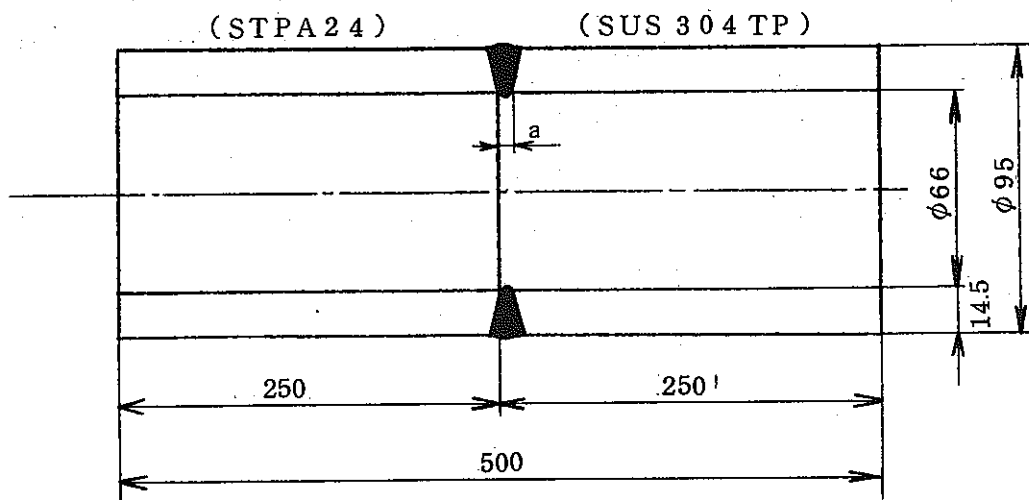
760℃×30min → A. C.

2.2.2 供試体 供試体は2種の素管, SUS 304とSTPA 24を突き合わせ溶接したものである。Fig. 1に形状と寸法を示す。供試体は全部で6ヶ製作された。その仕様をTable 3に示す。ここでT_F+Aは初層のみTIG溶接し、2層目以降被覆アーク溶接する溶接施工法のことである。Fig. 2に開先形状を示す。使用した溶接材料は、被覆アーク溶接及びバッテリーでは㈱神戸製鋼所製溶接棒NIC 70A, TIG溶接ではINCO社製のINCO 82ワイヤ (DF-1供試体), 日本ウェルディングロッド社製のWEL TIG 82 (DF-2供試体) 及び日本油脂㈱製のTG 309 (DF-3供試体) である。

溶接条件は厳重に管理及び記録され、溶接後の液体浸透探傷試験及びX線透過試験により継手部の健全性が確認された。

Table 3 Weld conditions of the test specimen

Specimen No	DF-1 (B, C)	DF-2 (A, B')	DF-3 (B, C)
Welding procedure	T _F + A	T I G	T I G
Welding position	Flat	Flat	Flat
Preheat	NO	NO	100~150 °C for STPA 24 only
Postheat	NO	NO	300~350 °C × 30min for STPA24 side only
Interpass temperature	100 °C	≤ 150 °C	≤ 200 °C
Shield gas	Argon	Argon	Argon
Filler metal	TIG : INCO 82 ($\phi 16$) SMAW : NIC 70A ($\phi 3.2, \phi 4.0$)	WEL TIG 82 ($\phi 1.6$)	TG 309 ($\phi 2.4$)
Welding current	TIG : 85 A SMAW : 90 A	90~110 A	140~170 A
Layer, Bead	Layer : 4 Bead : 4	Layer : 6 Bead : 8	Layer : 6 Bead : 10
Thickness of buttering layer	10 mm	10 mm	No buttering



a : Thickness of buttering layer

Fig. 1 Dimensions of the test specimen

2.2.3 熱サイクル試験装置 Fig 3

に熱サイクル試験装置の組立図を示す。供試体は封入容器内に納められており、封入容器全体がモータ駆動によりレール上を動いて電気加熱炉の炉心管の中に入り出ることができる。封入容器が最も炉内奥に入ったときに供試体が電気加熱炉のほぼ中央にくるように封入容器の可動範囲がリミットスイッチにより定められている。封入容器は炉心管内で所定時間保持された後に外に引き出され、供試体の温度が所定値以下になると再び炉心管に入れられる。封入容器の出し入れは制御装置により自動的に行なわれる。

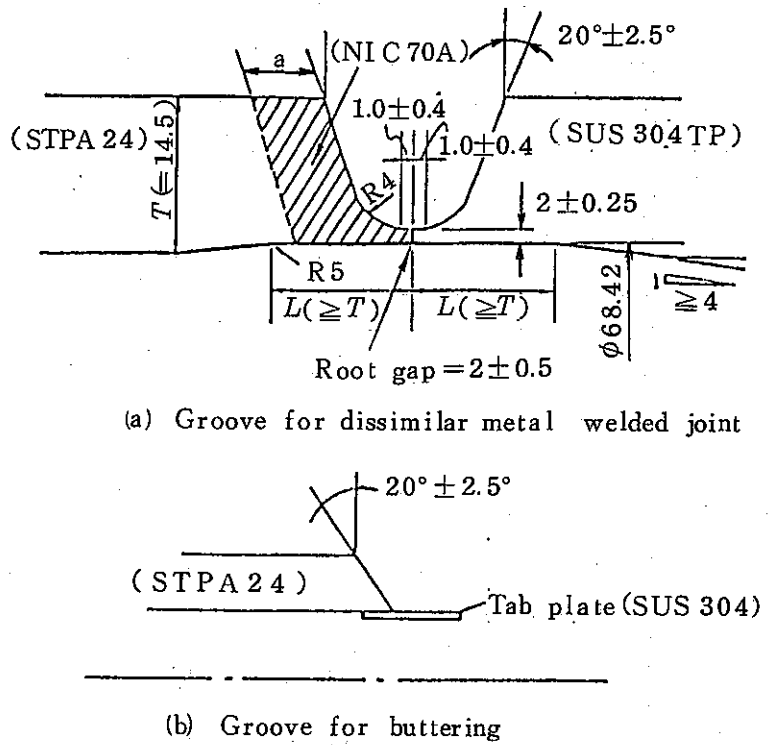


Fig. 2 Geometry of groove

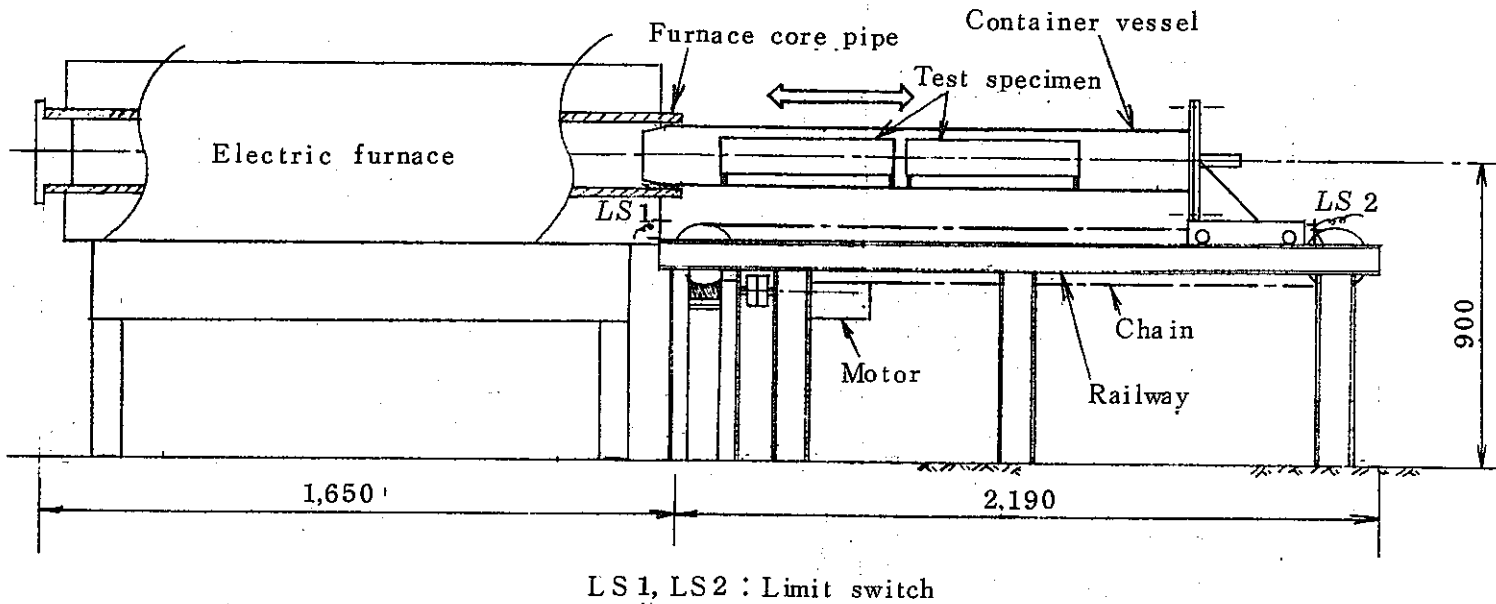


Fig. 3 Assembly drawing of thermal cycle test machine

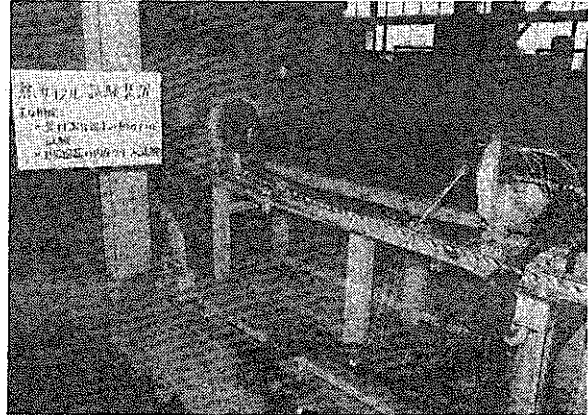
電気加熱炉は独立に制御される4回路からなる管状炉でヒータ部の内側に厚さ25mmのSUS304鋳鋼製炉心管が取り付けられている。炉心管は防爆だけでなく熱だめの役割も果たしており、炉心管のほぼ中央に置かれた供試体の温度を所定値から±2℃以内に安定制御でき

る。電気容量 2.5 kW の加熱炉で 2 体の供試体、8 kW の加熱炉で 1 体の供試体の熱サイクル試験を独立して並行に実施できる。

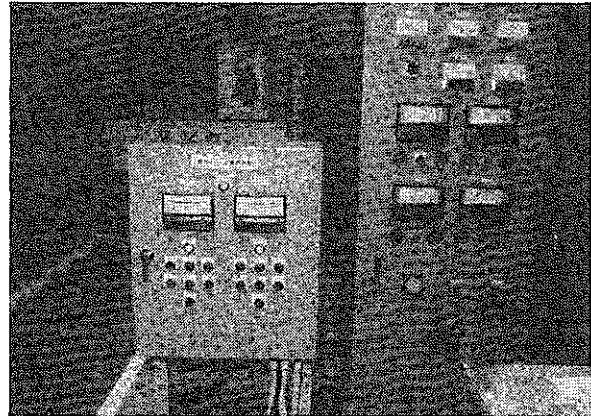
封入容器内をアルゴンガスで置換して供試体の酸化を抑えようと試みたが、封入容器の出口のシールがうまくいかず、熱サイクル試験中にかなりの酸化を生じた。Fig. 4 に装置全体の写真を示す。

2.2.4 計測 熱サイクル試験では供試体の Fig. 5 に示す位置の温度を直径 0.32 mm あるいは 0.5 mm のクロメルアルメル熱電対で測定した。熱電対の測温部に上からステンレス箔をかぶせ、箔を供試体表面にスポット溶接することにより、測温部が供試体表面に密着するとともに雰囲気温度が影響しないようにした。第 1 回の試験では供試体の温度分布を把握するために 1 体あたり 8 点の温度を計測したが、温度分布の均一性が確認された第 2 回以降の試験では 4 点で計測した。

Fig. 6 に熱電対の取り付け状況を示す。熱電対は磁器 1 種絶縁管で保護されている。供試体中央上表面の温度をペンレコーダ上に連続記録し、その他の点の温度はデジタルマルチ温度計で随時読み取った。継手部のひずみの計測は、特性が長時間安定していてゲ-

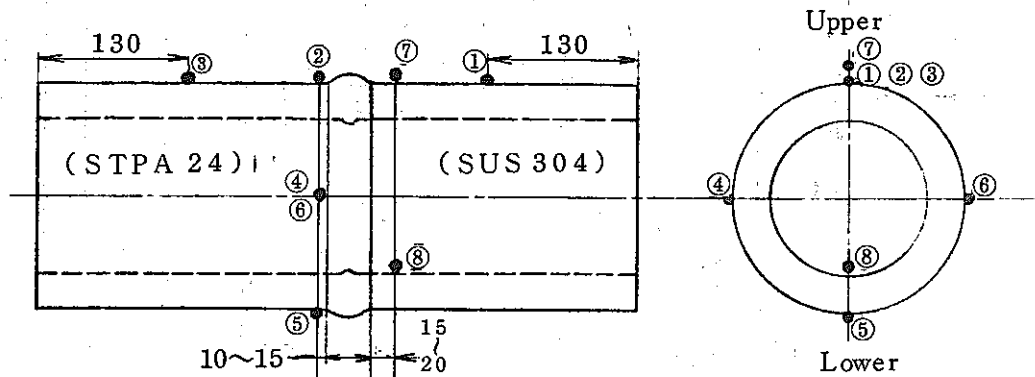


Test unit



Control unit

Fig. 4 Thermal cycle test apparatus



①～⑥ Surface temperature of the test specimen

⑦⑧ Ambient air temperature

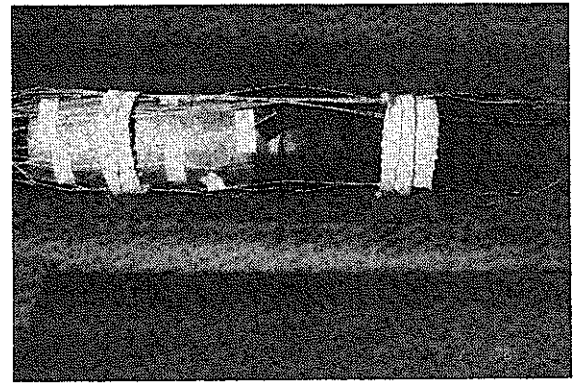
①②③ and ⑧ : Measurement in all tests

④⑤⑦ and ⑧ : Measurement only in the first 25 cycles of the first test

Fig. 5 Locations of temperature measurement of the test specimen

ジ長が短く、かつ円周方向の曲率に追従して装着できる高温ひずみゲージの入手が困難であったため実施しなかった。ひずみは供試体の温度から計算により推定した。

2.2.5 試験条件 Table 4 に熱サイクル試験条件を示す。Larson-Miller パラータを用いて 475°C (高速原型炉「もんじゅ」の蒸気発生器の最高運転温度) に換算した累積高温保持時間はいずれも「もんじゅ」の使用期間 30 年 ($2.63 \times 10^5 \text{ h}$) をはるかに超えている。熱サイクル数も DF-2-B' を除いて「もんじゅ」で想定される起動停止回数を超えている。したがって表に示した試験条件は「もんじゅ」中の異材継手の使用条件よりも十分に苛酷であると考えてよいであろう。



Test Specimen



Packing

Fig. 6 Fixed state of thermo-couples

Fig. 7 に昇降温時の温度変化の一例を示す。昇温に約 1 時間、降温には封入容器を外側からファンで空冷して 2.5 ないし 3 時間を要し

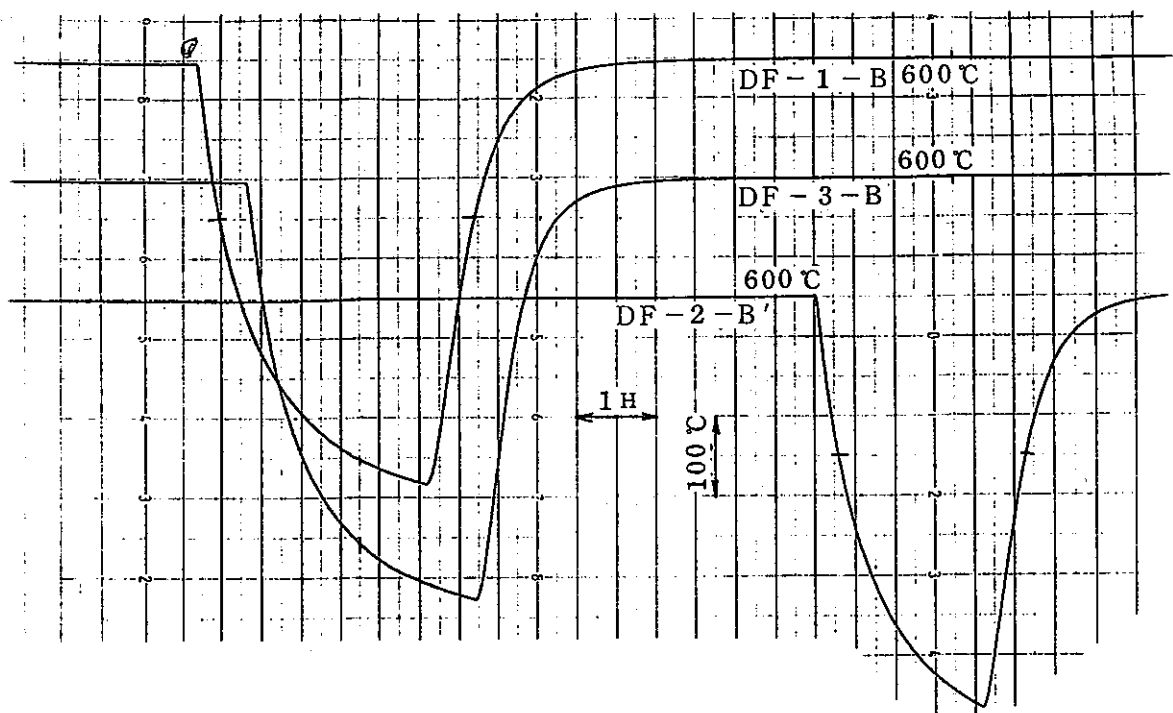


Fig. 7 An example of temperature histories during the thermal cycle test

た。Fig. 5 の②の位置の温度が所定値を下回ると供試体の冷却が完了したとみなされ、封入容器が炉心管内に入れられる。サイクル中の最高温度は § 2.2.3 で述べたように所定値の±2℃以内に安定保持されていることがデジタルマルチ温度計の指示値より確かめられたが、冷却中は封入容器の軸方向に温度差が生じるので最低温度は所定値±5℃程度の範囲で変動を示した。Table 4 中の累積保持時間はサイクル中 400℃を超えていた時間の総和である。

Table. 4 Test conditions of thermal cycle test

Test No	Minimum temperature (°C)	Maximum temperature (°C)	Number of cycles	Total hold time (h)	Egivalent hold time at 475°C(h)
DF-1-B	~80	600	104	2529	2.06×10^7
DF-2-B'	~80	600	51	1212	8.73×10^6
DF-3-B	~80	600	104	2529	2.06×10^7
DF-1-C	~100	650	134	3093	9.69×10^8
DF-2-A	~80	550	203	4761	1.13×10^6
DF-3-C	~100	650	134	3093	9.69×10^8

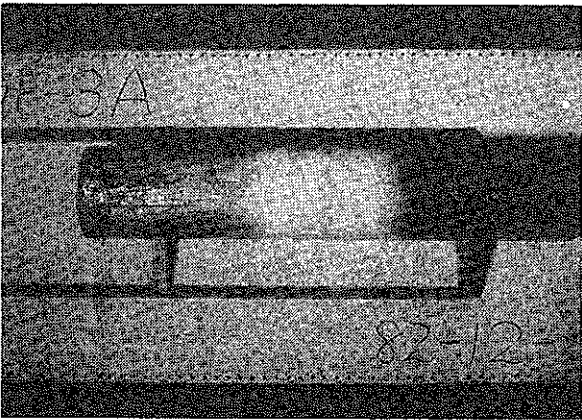
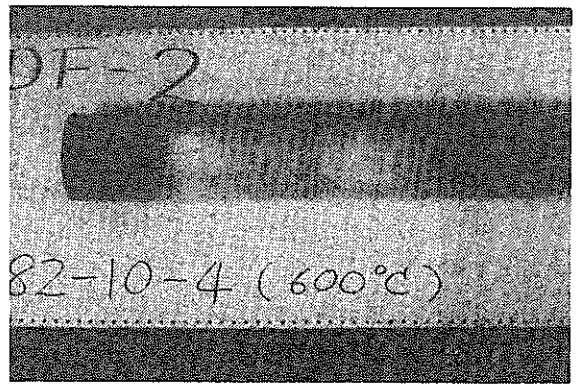
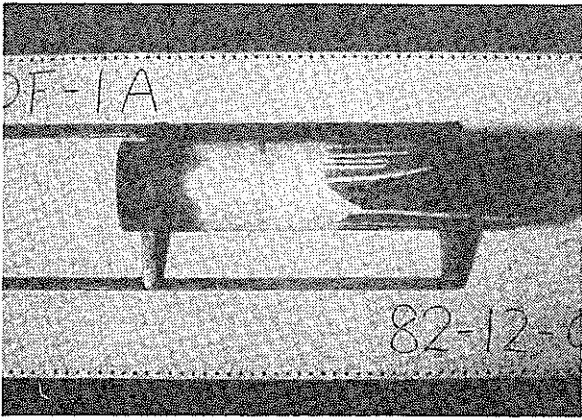
2.3 熱サイクル試験結果

Fig. 8 に熱サイクル試験終了後の供試体のカラーチェック写真を示す。いずれの供試体もき裂は観察されなかった。なお、供試体表面は熱サイクル試験中にかなり酸化されていたので酸化物スケールを除去した後カラーチェックに供した。外表面のカラーチェックはサイクル試験中も25あるいは50サイクルごとに実施されたが、いずれの段階でもき裂は観察されなかった。これらの結果より、異材継手に一様昇降温熱サイクルが加えられても、表面からのき裂の発生及び進展の可能性は非常に小さいと考えられる。

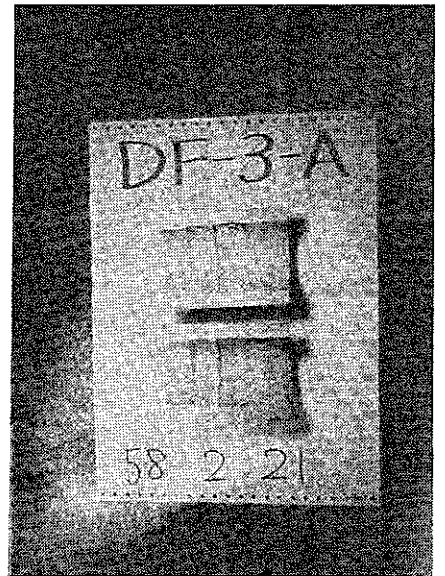
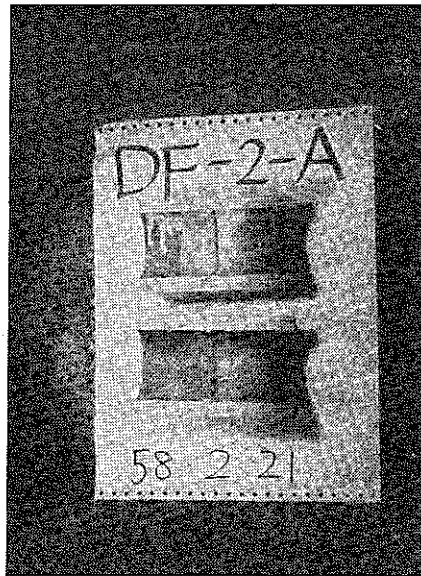
2.4 供試体のクリープ疲労損傷評価

熱サイクル試験中に生じるクリープ疲労損傷を高温構造設計方針にしたがって評価した。

2.4.1 解析方法 Fig. 9 に示す平滑継手モデルで有限要素法による弾性及び弾塑性クリープ解析を行なった。使用した計算プログラムはSATEPICである。プログラムの検証は厚肉円筒の熱ラケット等のベンチマーク問題によってすでになされている。解析ではFig. 9 に示すように外荷重が加わらないとし、モデル全体の温度を50℃から550℃ないし650

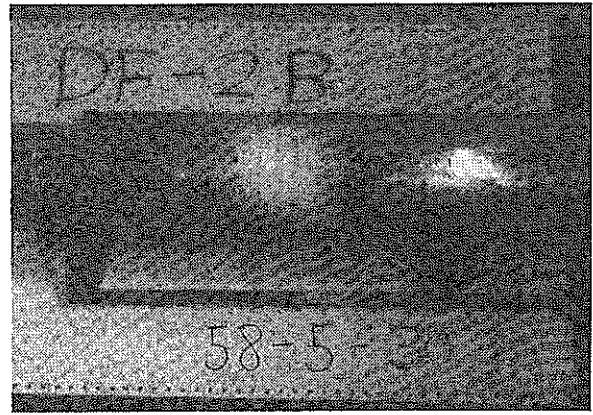
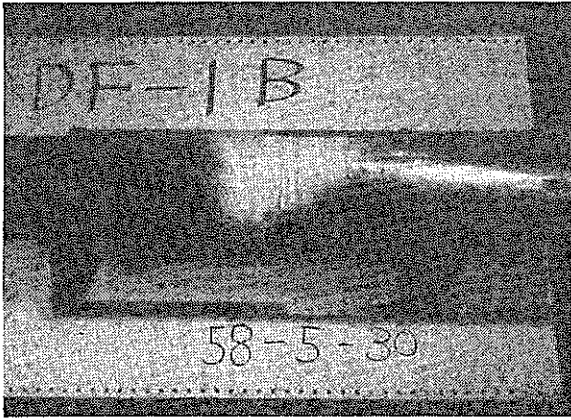


(a) DF-1B, DF-2B, DF-3B—outside



(b) DF-1B, DF-2B, DF-3B—inside

Fig. 8 Results of liquid penetrant tests of the test specimens



(c) DF-1C, DF-2A, DF-3C— outside

Fig. 8

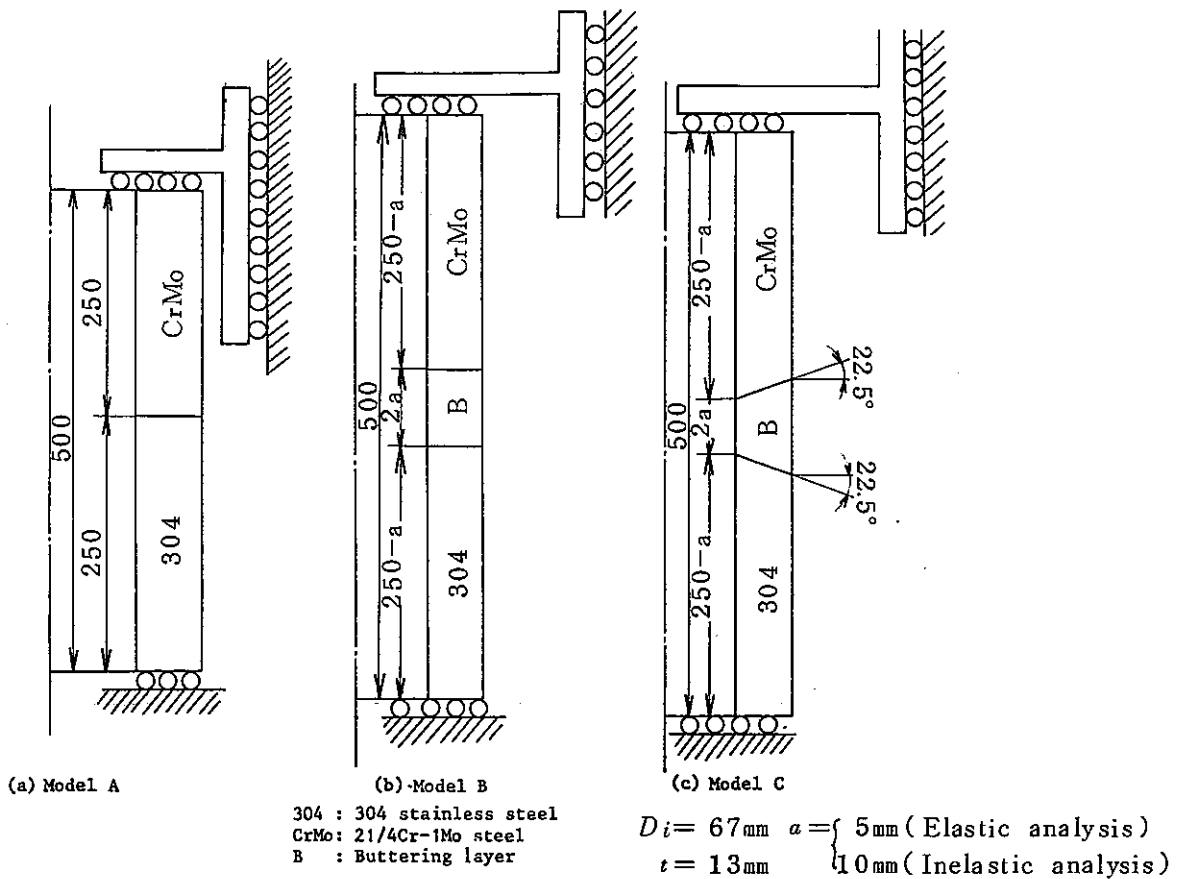


Fig. 9 Models of dissimilar metal welded joints for stress analysis

てへ一様に上昇させた。板厚方向を16要素に分割し、軸方向についても材料境界付近を細かく分割した。解析で用いた物理定数を Table 5 に示す。これらは「高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等」⁽¹³⁾（以下、「材料強度基準」と呼ぶ）、EPICCC 報告書⁽¹⁴⁾及び著者の1人が実施した材料試験結果⁽¹⁵⁾より得られる450℃における値である。

非弾性解析で使用した材料の構成式等は、塑性については Mises の降伏条件とその関連流れ則及び Prager の移動硬化則、クリープについては塑性と同様の流れ則、クリープひずみ硬化則及び高温構造設計方針—解説Ⅱ⁽¹⁶⁾に記載されているクリープひずみ式である。クリープひずみ式の詳細は Appendix A に示す。

高温構造設計方針中の弾性解析に基づくクリープ疲労損傷評価を効率的に行なうために、応力解析結果の後処理プログラム POST を作成し、検証をした後に使用した。

Table 5 Material constants for stress analysis

Material	Modulus of elasticity kgf/mm ² {MN/m ² }	Poisson's ratio	Thermal expansion coefficient 1/°C	Yield stress kgf/mm ² {MPa}	work hardening coefficient kgf/mm ² {MPa}
SUS 304	1.67×10 ⁴ {1.64×10 ⁵ }	0.300	1.789×10 ⁻⁵	14.3 {140.5}	370.9 {3.63×10 ³ }
2¼Cr-1Mo steel	1.77×10 ⁴ {1.74×10 ⁴ }	0.300	1.381×10 ⁻⁵	25.5 {250}	913.2 {8.95×10 ³ }
Buttering (INCONEL 82)	1.27×10 ⁴ {1.25×10 ⁴ }	0.300	1.490×10 ⁻⁵	33.7 {330}	336.3 {3.30×10 ³ }

2.4.2 弾性解析に基づく損傷評価結果

(1) 1次応力の制限 上述のように外荷重は作用しない。異材継手部の熱膨張差によるひずみはインコネルのバタリングをしない場合でも

$$\begin{aligned}\varepsilon &= \alpha_a T_a - \alpha_b T_b \\ &= (1.789 - 1.381) \times 10^{-5} \times (500 \sim 600) \\ &= (2.04 \sim 2.45) \times 10^{-3} < 0.005\end{aligned}$$

であるから、熱膨張差に帰因する2次応力は弾性追従を考慮しても1次応力に含めて取扱う必要はない。すなわち、1次応力はゼロであり、「長期1次応力が低い場合」に該当する。当然1次応力の制限に関する規定はすべて満足される。

(2) ひずみの制限 上述のように1次応力はゼロである。外荷重・熱過渡荷重のいずれも作用しないから、熱膨張差による2次応力のみを考えればよい。高温構造設計方針 5.5.2 (1)

の規定に従えば、SUS 304 側の 2 次応力強さ範囲は

$$\begin{aligned} \langle Q \rangle_R &= C_3 E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b| \\ &= 1.0 \times 18700 \times (1.654 - 1.270) \times 10^{-5} \times (550 \sim 650) \\ &= (39.5 \sim 46.7) \text{ kgf/mm}^2 \{ 387 \sim 458 \text{ MPa} \} \end{aligned}$$

となる。異材継手部は溶接余盛を無視すれば軸対称構造とみなしてさしつかえない。また、2 次応力強さ範囲を定める応力状態の低温側を 75℃ とすればクリープを考慮する必要のない温度域である。したがって、高温構造設計方針 3.4.2(2)b) の規定によれば、SUS 304 側のパラメータ X_1 , X_2 及び Y は

$$\begin{aligned} X_1 &= X_2 = 0.0 \\ Y &= \langle Q + Q^* \rangle_R \max / S_{yc} \\ &= (39.5 \sim 46.7) / 18.7 \\ &= (2.11 \sim 2.50) \end{aligned}$$

となる。ここで、最低壁厚平均温度は試験結果に基づき 75℃ とした。 (X_1, Y) は P 領域にあるから、

$$Z^* = 1 + Y - \sqrt{(1 + Y - X_1 Y)^2 - 4X_2 Y - X_2} = 0$$

となり、応力 σ_c もゼロとなる。したがって促進クリープひずみはゼロである。弾性追従ひずみも、前述のように最大に見積っても 0.005 より小さいから、累積非弾性ひずみは 0.005 より小さく、ひずみ制限の規定は満足される。

(3) クリープ疲労損傷の制限 一様昇降温によって異材継手に生じる応力はすべて 2 次応力であり、弾性追従を最大限に見積っても 1 次応力として扱う必要がないことは前述のとおりである。以下、高温構造設計方針 3.5.3(2)の長期 1 次応力が低い場合の規定にしたがってクリープ疲労損傷を評価する。評価すべきひずみサイクルは 50℃ と 550 ないし 650℃ の間での一様昇降温熱サイクルである。損傷は材料の境界でピークを生じると考えられるので、境界に隣接する要素に沿って板厚方向に評価断面を考える。これらの要素の図心は境界から約 0.1 mm しか離れていない。異材継手に一様昇温によって生じる応力の膜成分と曲げ成分は材料境界で有限であるから評価断面と材料境界の損傷量はほとんど等しいとみなしてよいであろう。

なお、高温構造設計方針では 550℃ を超える温度での $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼の許容ひずみ範囲等が与えられていないが、ここでは高温構造設計方針一解説⁽¹⁶⁾ II に記載された式を参考にして、クリープ破断時間を 600℃ で 550℃ の $1/20$ 、650℃ で 550℃ の $\frac{1}{300}$ 、許容繰返数を 600℃ で 550℃ の $\frac{1}{2}$ 、650℃ で 550℃ の $\frac{1}{4}$ とした。他の物理定数は Table 6 のとおりとし

た。疲労損傷の評価結果を Table 7 に示す。ここで、 S_n は 1 次及び 2 次応力強さ範囲、 S_F はピーク応力強さ範囲、 ϵ_n は公称ひずみ範囲、 ϵ_F はピーク熱ひずみ範囲、 K_ϵ はひずみ集中係数、 ϵ_t はひずみ範囲、 N_a は ϵ_t に対する許容繰返数、 D_f は繰返数 $n = 100$ のときの疲労損傷である。 S_n 及び S_F は応力解析結果より求め、 ϵ_n 他は以下の式により算出した。

$$\epsilon_n = \frac{S_n}{E} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 E はサイクル中の最高壁厚平均温度における縦弾性係数である。

$$\epsilon_F = \frac{S_F(1-\nu)}{E(1-\bar{\nu})} \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで、 ν はサイクル中の最高壁厚平均温度におけるポアソン比、 $\bar{\nu}$ は次式で定められる修正ポアソン比である。

$$\bar{\nu} = 0.5 - (0.5 - \nu) \frac{3 S_m}{E \epsilon_{ta}} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで

$$3 \bar{S}_m = S_{rH} + 1.5 S_{mc} \quad \dots\dots\dots (4)$$

S_{rH} は高温使用時間及び評価点の温度履歴に基づき定められる緩和応力強さ、 S_n は最低温度における設計応力強さ、 ϵ_{ta} は繰返し回数 ($n = 100$ とする) に対してサイクル中の最高温度における許容ひずみ範囲である。高温使用時間 2000 h として修正ポアソン比を計算した結果を Table 8 に示す。

$$S_n \leq 3 \bar{S}_m \text{ のとき} \quad K_\epsilon = \left(\frac{S^*}{S} \right) K^2 \quad \dots\dots (5)$$

$$S_n > 3 \bar{S}_m \text{ のとき} \quad K_\epsilon = \text{Max} \left[\left(\frac{S^*}{S} \right) K^2, K K e' \right]$$

Table 6 Material constants of 2 1/4 Cr-1Mo steel for evaluation of creep-fatigue damage

Temperature (°C)	Modulus of elasticity kgf/mm ² { MN/m ² }	Poisson's ratio	Yield stress kgf/mm ² { MPa }	Thermal expansion coefficient (1/°C)	
				A	B
550	1.58 × 10 ⁴ { 1.55 × 10 ⁵ }	0.300	16.5 { 162 }	× 10 ⁻⁵ 1.549	× 10 ⁻⁵ 1.411
600	1.40 × 10 ⁴ { 1.37 × 10 ⁵ }	0.300	14.3 { 140 }	1.559	1.424
650	1.10 × 10 ⁴ { 1.07 × 10 ⁵ }	0.300	11.3 { 111 }	1.566	1.435

Table 7 Results of fatigue damage evaluation

Temperature (°C)		50 °C ← → 550 °C				50 °C ← → 550 °C				50 °C ← → 550 °C			
Model		A (▬▬▬)		C (▬▬▬)		A (▬▬▬)		C (▬▬▬)		A (▬▬▬)		C (▬▬▬)	
Material		304	CrMo	304	CrMo	304	CrMo	304	CrMo	304	CrMo	304	CrMo
S_n kgf/mm ² {MPa}	IN	26.83 {262.9}	27.50 {269.5}	22.34 {218.9}	9.04 { 88.6}	29.51 {289.2}	30.26 {296.5}	24.57 {240.8}	9.94 { 97.4}	32.20 {315.6}	33.01 {323.5}	26.81 {262.7}	10.85 {106.3}
	OUT	26.83 {262.9}	27.50 {269.5}	37.65 {369.0}	7.07 { 69.3}	29.51 {289.2}	30.26 {296.5}	41.42 {405.9}	7.78 { 76.2}	32.20 {315.6}	33.01 {323.5}	45.18 {442.8}	8.48 { 83.1}
S_F kgf/mm ² {MPa}	IN	0.03 {0.29}	0.00 {0.00}	0.40 {3.92}	2.27 {22.2}	0.04 {0.39}	0.00 {0.00}	0.44 {4.31}	2.50 {24.5}	0.04 {0.39}	0.00 {0.00}	0.48 {4.70}	2.72 {26.7}
	OUT	0.00 {0.00}	0.38 {3.72}	22.02 {215.8}	0.00 {0.00}	0.00 {0.00}	0.40 {3.92}	24.22 {237.3}	0.00 {0.00}	0.00 {0.00}	0.44 {4.31}	26.42 {258.9}	0.00 {0.00}
ϵ_n	IN	0.00171	0.00174	0.00142	0.00057	0.00194	0.00216	0.00162	0.00071	0.00219	0.00300	0.00182	0.00099
	OUT	0.00171	0.00174	0.00240	0.00045	0.00194	0.00216	0.00273	0.00056	0.00219	0.00300	0.00307	0.00077
ϵ_F	IN	0.00000	0.0	0.00003	0.00017	0.00000	0.0	0.00003	0.00020	0.00000	0.0	0.00004	0.00025
	OUT	0.0	0.00003	0.00173	0.0	0.0	0.00003	0.00193	0.0	0.0	0.00004	0.00211	0.0
K_ϵ	IN	1.59	1.77	1.58	1.30	1.69	2.08	1.62	1.30	2.04	2.23	1.66	1.30
	OUT	1.0	1.36	1.50	1.0	1.31	1.60	1.79	1.0	1.58	1.72	1.99	1.0
ϵ_t	IN	0.00272	0.00308	0.00228	0.00096	0.00328	0.00449	0.00266	0.00118	0.00447	0.00669	0.00307	0.00161
	OUT	0.00171	0.00240	0.00533	0.00045	0.00254	0.00349	0.00682	0.00056	0.00346	0.00520	0.00822	0.00077
N_a	IN	2000	110	4500	34000	330	15	800	4300	42	2	160	440
	OUT	17000	300	120	>10 ⁷	970	67	28	>10 ⁶	96	5	10	85000
D_f	IN	0.05	0.91	0.02	0.003	0.30	6.67	0.13	0.02	2.38	36.4	0.63	0.23
	OUT	0.006	0.33	0.83	0.000	0.10	1.48	3.57	0.000	1.04	20.0	9.52	0.001

Table 8 Modified Poisson's ratio

Temperature (°C)	50°C → 550°C		50°C → 600°C		50°C → 650°C	
	304	CrMo	304	Cr Mo	304	Cr Mo
ν	0.306	0.300	0.310	0.300	0.314	0.300
S_{rH} kgf/mm ² {MPa}	7.2 { 70.6}	1.5 { 14.7}	4.1 { 40.2}	0.1 { 1.0}	2.0 { 19.6}	0.1 { 1.0}
S_{mc} kgf/mm ² {MPa}	14.0 {137.2}	14.0 {137.2}	14.0 {137.2}	14.0 {137.2}	14.0 {137.2}	14.0 {137.2}
$3\bar{S}_m$ kgf/mm ² {MPa}	28.2 {276.4}	22.5 {220.5}	25.1 {246.0}	21.1 {206.8}	23.0 {225.4}	21.1 {206.8}
ϵ_{ta}	0.00563	0.00319	0.00440	0.00240	0.00342	0.00170
$\bar{\nu}$	0.438	0.411	0.429	0.374	0.415	0.300

$$K_e' = 1 + (q - 1) \left(1 - \frac{3\bar{S}_m}{S_n}\right), \quad q = 3.0 \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 K は弾性解析に基づくピーク応力強さと1次及び2次応力強さの比により定める応力集中係数である。本評価では、本試験の供試体と同時期に溶接加工された熱過渡試験供試体について弾性解析で得られた単軸引張応力集中係数を参考として、内面側は $K = 1.3$ 、外面側は $K = 1.0$ とした。Table 8に示されるように、いずれの材料及び温度条件についても S_{rH} が非常に小さく $\epsilon_n > S_{rH}/E$ となっているので

$$S^* = S (S_n - S_{rH}/E) + S_{rH} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\bar{S} = S (K\epsilon_n - S_{rH}/E) + S_{rH} \quad \dots\dots\dots (8)$$

となる。 $S(x)$ はサイクル中の最高温度において、ひずみ x に対して 0_{hr} の等時応力-ひずみ曲線より定められる応力である。

$$\epsilon_t = K_\epsilon \epsilon_n + K_T \epsilon_F \quad \dots\dots\dots (9)$$

ここで、 K_T はピーク熱ひずみに関する弾性応力集中係数であるが、本評価では $K_T = K$ とした。

許容繰返数は、本試験のサイクル周期が約24hでひずみ速度が 10^{-6} mm/mm/s以下になるので線図Cを用いて求めた。

評価結果より以下のことがわかる。

- (1) 50°C → 550°Cのサイクルでは疲労損傷はすべてのケースで1より小さい。
- (2) 50°C ↔ 650°Cのサイクルでは、バタリングをしない継手の疲労損傷は1を超える。
- (3) バタリングをする2¼Cr-1Mo鋼側の疲労損傷が小さくなる。

Table 9にクリープ損傷の評価結果を示す。ここで、 S_g は高温使用時間中、常に存在するとしてもクリープ損傷上許容しうる応力水準であって、次式により定められる。

$$S_g = \text{Min} [m_1 S_{rH} + n_1 - (m_2 S_{rH} + n_2) \log (t^*/10^5), 1.5 S_m] \quad \dots\dots (10)$$

S_{rH} の値は Table 8 に示すとおりである。 S_m はサイクル中の最高温度での時間に依存しない設計応力強さ、 t^* は高温使用時間 (h) である。SUS 304 では、 $m_1 = 1.27$, $n_1 = 3.4$, $m_2 = 0.10$, $n_2 = 0.6$, $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼管では、 $m_1 = 1.04$, $n_1 = 4.4$, $m_2 = 0.04$, $n_2 = 0.7$ である。ここでは $t^* = 2000$ h として評価した。

$$D_{c1} = 2 \frac{t^*}{t_d^*} \quad \dots\dots (11)$$

ここで、 t_d^* は保持温度において応力強さ S_g に対して定められる許容時間である。

$$3\bar{S}_m = 3\bar{S}_m + S_g - S_{rH} \quad \dots\dots (12)$$

$$\left. \begin{array}{l} S_n \leq 3\bar{S}_m \text{ のとき} \quad D_{c2} = D^* \\ S_n > 3\bar{S}_m \text{ のとき} \quad D_{c2} = (1+n) D^* \end{array} \right\} \dots\dots (13)$$

ここで、繰返数 $n = 200$ とした。 D^* は1次及び2次応力に関する緩和クリープ損傷係数であって、SUS 304 に対しては $t^* = 2000$ h のとき、 $T_{n1} = 529.6$ °C, $T_{n2} = 603.0$ °C で

$$\left. \begin{array}{l} T_{n1} \leq T \leq T_{n2} \text{ のとき} \quad D^* = \frac{T - T_{n1}}{T_{n2} - T_{n1}} D_0 \\ T_{n2} < T \text{ のとき} \quad D^* = D_0 \end{array} \right\} \dots\dots (14)$$

である。 $D_0 = 8.5 \times 10^{-5} (t^*)^{0.45} = 2.6 \times 10^{-3}$ である。 $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼に対しては D^* の算出法がまだ高温構造設計方針で与えられていないので一般規定にしたがってクリープ損傷を算出する。

$$S_k = \text{Min} [1.25 S_y, \text{Max}(\frac{1}{2} S_n, Q_{max})] \quad \dots\dots (15)$$

ここで、 S_y はサイクル中の最高及び最低壁厚平均温度における設計降伏点の平均値、 Q は2次応力強さである。

$$D_{cN} = \text{Min} \left[2 \frac{t^*}{t_k^*}, (D_{c1} + D_{c2}) \right] \quad \dots\dots (16)$$

ここで、 t_k^* は保持温度で応力強さ S_k に対して定められる許容時間である。

$$D_{cp} = n D^{**} \quad \dots\dots (17)$$

ここで、 D^{**} はピーク応力に関する緩和クリープ損傷係数で、SUS 304 については以下のよ

Table 9 Results of creep-fatigue damage evaluation

Temperature (°C)	50°C ←→ 550°C				50°C ←→ 600°C				50°C ←→ 650°C				
Model	A (□□)		C (□□)		A (□□)		C (□□)		A (□□)		C (□□)		
Material	304	CrMo	304	CrMo	304	CrMo	304	CrMo	304	CrMo	304	CrMo	
S_y kgf/mm ² {MPa}	10.3 {101}	4.7 {46}	10.3 {101}	4.7 {46}	6.9 {68}	3.3 {32}	6.9 {68}	3.3 {32}	4.6 {45}	3.3 {32}	4.6 {45}	3.3 {32}	
D_{c1}	0.002	0.002	0.002	0.002	0.003	0.011	0.003	0.011	0.004	0.15	0.004	0.15	
$3\bar{S}_m$ kgf/mm ² {MPa}	31.3 {307}	25.7 {252}	31.3 {307}	25.7 {252}	27.9 {273}	24.3 {238}	27.9 {273}	24.3 {238}	25.6 {251}	24.3 {238}	25.6 {251}	24.3 {238}	
D_{c2}	IN	0.001	—	0.001	—	0.50	—	0.002	—	0.52	—	0.52	—
	OUT	0.001	—	0.15	—	0.50	—	0.50	—	0.52	—	0.52	—
S_k kgf/mm ² {MPa}	IN	19.9 {195}	23.4 {230}	19.9 {195}	9.0 {89}	19.6 {192}	22.1 {216}	19.6 {192}	9.9 {97}	19.4 {190}	20.2 {198}	19.4 {190}	10.9 {106}
	OUT	19.9 {195}	23.4 {230}	19.9 {195}	7.1 {69}	19.6 {192}	22.1 {216}	19.6 {192}	7.8 {76}	19.4 {190}	20.2 {198}	19.4 {190}	8.5 {83}
D_{CN}	IN	0.003	435	0.003	0.61	0.50	5000	0.005	21.1	0.52	40000	0.52	556
	OUT	0.003	435	0.15	0.16	0.50	5000	0.50	5.56	0.52	40000	0.52	133
D_{CP}	IN	0.23	—	0.11	—	0.43	—	0.30	—	0.62	—	0.42	—
	OUT	0.0	—	0.81	—	0.27	—	0.94	—	0.48	—	0.98	—
D_c	IN	0.23	435	0.11	0.61	0.93	5000	0.30	21.1	1.24	40000	0.94	556
	OUT	0.003	435	0.96	0.16	0.77	5000	1.44	5.56	1.00	40000	1.50	133
D	IN	0.28	436	0.13	0.61	1.23	5000	0.43	21.1	3.62	40000	1.57	556
	OUT	0.01	435	1.79	0.16	0.87	5000	5.01	5.56	2.04	40000	11.02	133

うに定められる。

$$\begin{aligned} \varepsilon_t \leq \frac{3\bar{S}_m}{E} \text{ のとき} \quad D^{**} &= 0.0 \\ \varepsilon_t > \frac{3\bar{S}_m}{E} \quad D^{**} &= D_p \left\{ \frac{E\varepsilon_t - 3\bar{S}_m}{3\bar{S}_m} \right\}^{n_p} \end{aligned} \quad \dots\dots (18)$$

ここで、

$$n_p = \left\{ -\frac{5000}{T+273.15} + 7.3 \right\}^{-1} \quad \dots\dots (19)$$

$$T \leq T_{p1} \text{ のとき} \quad D_p = 0$$

$$T_{p1} < T \leq T_{p2} \text{ のとき} \quad D_p = \frac{T - T_{p1}}{T_{p2} - T_{p1}} D_{p0} \quad \dots\dots (20)$$

$$T_{p2} < T \text{ のとき} \quad D_p = D_{p0}$$

であり、高温使用時間 (t^*) を 2000h とすると、 $T_{p1} = 487.0^\circ\text{C}$ 、 $T_{p2} = 547.9^\circ\text{C}$ 、 $D_{p0} = 2.5 \times 10^{-3}$ である。

クリープ疲労損傷の評価結果より以下のことがわかる。

(1) 長期 1 次応力が低い場合の専用規定にしたがって求められるクリープ損傷値は、一般規定によって求められる値より合理化されている。保持時間が長く、繰返し回数が比較的少ない場合にこの傾向が顕著である。

(2) インコネルでバタリングをすると 2¼Cr-1Mo 鋼側のクリープ損傷が激減する。

(3) 高温構造設計方針の弾性解析に基づく評価規定にはかなりの安全余裕が見込まれている。SUS 304 側の損傷はこの安全余裕の範囲内なので破損が生じなかったと考えられる。

2¼Cr-1Mo 鋼側については、600℃と650℃の場合、損傷が明らかに安全余裕の範囲を超えているにもかかわらず、破損が生じなかった。この点については、非弾性解析に基づく評価の項で検討する。

2.4.3 非弾性解析に基づく損傷評価結果 非弾性解析は計算時間の都合で Fig. 9 に示す Model C についてのみ実施した。解析及び損傷評価の結果を Table 10 に示す。ここで、繰返し回数は 100、1 サイクルあたりの保持時間は 24h とした。評価位置は弾性解析の場合と同様に材料境界に隣接する内外表面の要素である。

Table 7, 9 に示した弾性解析に基づく評価結果と比較すると以下のことがわかる。

(1) 弾性解析で得られるひずみ範囲は、非弾性解析で得られる第 1 サイクルと第 2 サイクルのひずみ範囲の間である。

(2)弾性解析ベースの疲労損傷は非弾性解析によって求められる疲労損傷より大きい。

(3)バタリングをした異材継手の2¼Cr-1Mo 鋼側に第1回の昇温時に生じる応力は弾性解析値よりも弾塑性解析値の方が大きい。これは、後者ではSUS 304側の降伏が考慮されているためであろう。

(4)弾性解析に基づいて評価する場合

2¼Cr-1Mo 鋼側のクリープ損傷は、緩和クリープ損傷 D^* 及び D^{**} の算出法が示されていないために一般規定によって求めるしかない。一般規定では応力強さ S_k が時間 t^* の間ずっと作用し続けているとしてクリープ損傷を評価しているが、実際には2次応力が次第に緩和するので長期1次応力が低い今回のようなケースではクリープ損傷を著しく過大に推定する可能性がある。たとえば、最高温度が600℃と650℃のModel Aの2¼Cr-1Mo 鋼側のクリープ損傷は、熱サイクル試験でき裂の発生が観察されなかったという事実から考えて、少なくとも2ケタ程度過大に見積られていると思われる。

Table 10 Results of creep-fatigue damage evaluation using inelastic analysis

Temperature (°C)	50°C \longleftrightarrow 550°C				
Model	C ($\frac{\text{---}}{\text{---}}$)				
Material	304		Cr Mo		
Location	Inside	Outside	Inside	Outside	
ϵ_t (1st cycle)	0.003815	0.005046	0.001131	0.001045	
ϵ_t (2nd cycle)	0.001213	0.003003	0.000699	0.000897	
$\bar{\sigma}$ kgf/mm ² {MPa}	a	15.7 {153}	16.2 {158}	11.8 {116}	15.6 {153}
	b	15.0 {147}	14.1 {138}	9.4 { 92}	8.6 { 84}
	c	11.7 {115}	20.1 {197}	4.1 { 41}	11.7 {114}
	d	14.0 {138}	12.9 {127}	8.6 { 84}	7.2 { 70}
D_c	0.27	0.18	1.27	0.50	
D_f	0.027	0.62	0.0002	0.002	
D	0.30	0.80	1.27	0.50	

Note a : 550°C, Before creep in the 1st cycle
 b : 550°C, After creep in the 1st cycle
 c : 50°C, Cold extreme in the 1st cycle
 d : 550°C, After creep in the 2nd cycle

2.5 継手特性試験

2.5.1 試験項目 熱サイクル試験の終了後、下記の試験及び観察を実施した。インコネルでバタリングしたDF-1及びDF-2供試体については、As-Weldでの継手特性試験結果⁽¹⁷⁾との比較検討をした。

- (a) 室温及び470℃での高温引張試験
- (b) シャルピー衝撃試験
- (c) ビッカース硬さ試験
- (d) 炭素元素分布観察
- (e) 継手部のマクロ及びミクロ組織観察
- (f) 残留応力計測

Fig. 10に試験片の採取位置を示す。クリープ試験が将来追加実施されることを予想してクリープ試験片も採取した。

2.5.2 引張試験 室温ではJIS Z 3121, 470℃ではJIS G 0567によって引張試験を実施した。その結果をTable 11に示す。いずれの試験片も2¼Cr-1Mo鋼母材部から破断した。熱サイクル試験の温度が高いほど引張強度が低下し、絞りがやや低下する傾向がみられるが、室温の引張強度はTable 2に示したSTPA 24のJIS規格値をずれの試験も満足した。また、参考に470℃における引張強度を材料強度基準の2¼Cr-1Mo (NT)伝熱管の設計引張強さ (S_u) 37.2 kgf/mm² {365MPa}

と比較すると、最高温度が550℃ (Test A), 600℃ (Test B, B')の場合は S_u 値以上の引張強度を有しているが、最高温度が650℃ (Test C)のDF-3供試体では引張強度がごくわずかながら S_u 値を下回った。

DF-1, DF-2供試体の熱サイクル試験後の伸びが小さいが、これは試験片のゲージ長の約 $\frac{2}{3}$ を強度の高いSUS 304とインコネル82溶接金属が占めていたため、破断延性は熱サ

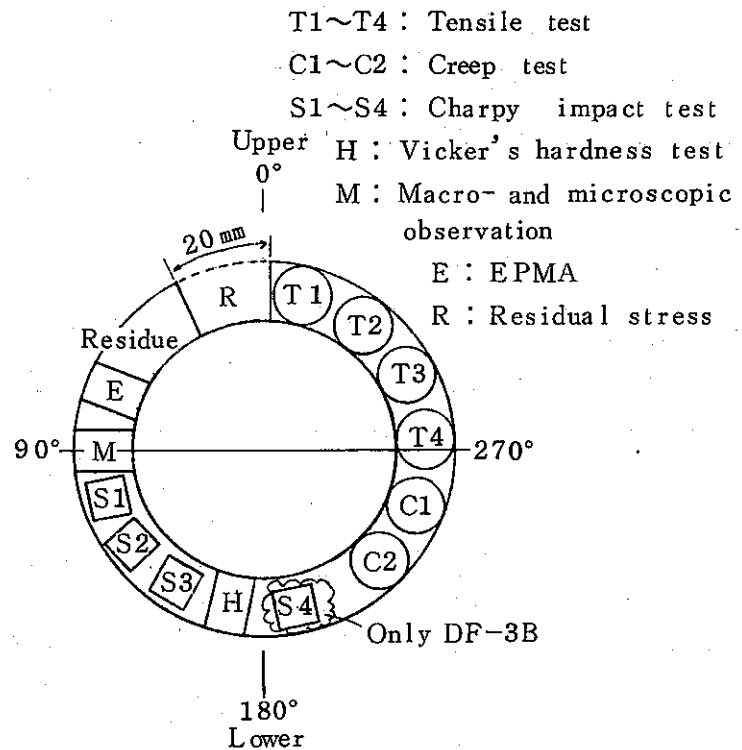


Fig. 10 Cutting location of specimens

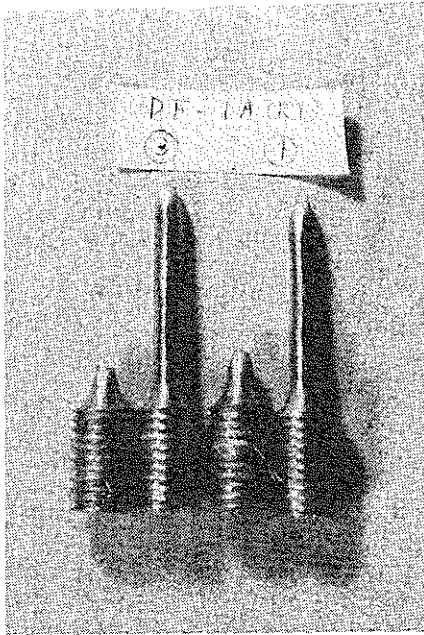
Table 11 Results of tensile tests

(a) At room temperature

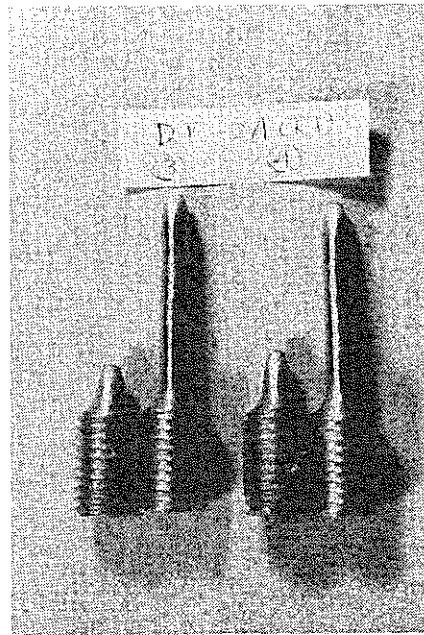
Specimen number	Thermal history	0.2% offset proof stress kgf/mm ² {MPa}	Ultimate strength kgf/mm ² {MPa}	Elongation (%)	Reduction of area (%)	Rupture location
DF-1	As-weld ⁽¹⁷⁾	—	54.4 {533} 54.2 {532}	28.6 30.0	—	Cr Mo base metal
	After test B	32.4 {318} 31.0 {304}	53.7 {527} 51.6 {506}	14.0 20.7	70.7 71.4	Cr Mo base metal
	After test C	27.9 {274} 28.6 {280}	48.0 {471} 48.0 {471}	24.3 26.3	71.5 72.3	Cr Mo base metal
DF-2	As-weld ⁽¹⁷⁾	33.4 {328} 33.7 {330}	55.8 {547} 56.0 {549}	29.0 28.5	—	Cr Mo base metal
	After test A	32.1 {315} 30.7 {301}	52.2 {512} 52.4 {514}	20.3 22.7	74.2 73.6	Cr Mo base metal
	After test B'	32.7 {321} 31.1 {305}	51.7 {507} 50.8 {498}	16.3 21.7	73.2 73.2	Cr Mo base metal
DF-3	As-weld	—	—	—	—	—
	After test B	28.7 {281} 27.5 {270}	51.3 {503} 51.0 {500}	25.0 25.3	73.9 74.1	Cr Mo base metal
	After test C	27.7 {272} 27.8 {273}	47.7 {468} 47.9 {470}	23.3 22.3	73.1 72.4	Cr Mo base metal

(b) At 470 °C

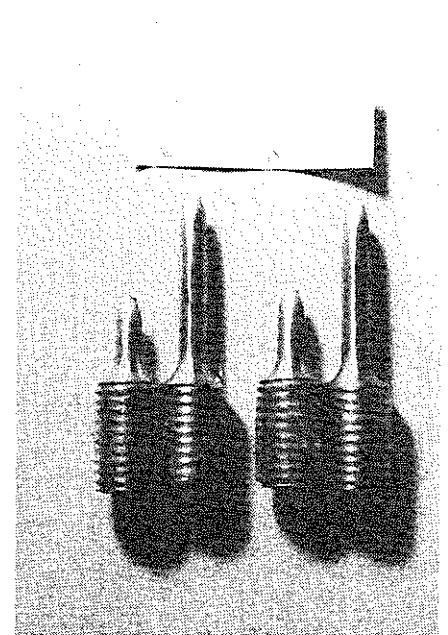
Specimen number	Thermal history	0.2% offset proof stress kgf/mm ² {MPa}	Ultimate strength kgf/mm ² {MPa}	Elongation (%)	Reduction of area (%)	Rupture location
DF-1	As-weld ⁽¹⁷⁾	20.8 {204} 20.9 {205}	42.1 {413} 42.4 {416}	24.5 25.5	74.5 73.0	Cr Mo base metal
	After test B	25.5 {250} 24.4 {239}	41.2 {404} 39.1 {383}	18.7 18.3	70.0 70.7	Cr Mo base metal
	After test C	20.4 {200} 20.0 {196}	37.3 {366} 37.6 {369}	21.7 22.0	71.4 69.7	Cr Mo base metal
DF-2	As-weld	21.0 {206} 20.9 {205}	42.2 {414} 41.9 {411}	23.2 23.6	75.4 75.0	Cr Mo base metal
	After test A	23.6 {231} 21.3 {209}	38.9 {381} 38.4 {377}	19.3 19.3	75.0 74.8	Cr Mo base metal
	After test B'	23.3 {228} 23.3 {228}	39.0 {382} 39.3 {385}	20.3 19.7	73.3 73.3	Cr Mo base metal
DF-3	As-weld	—	—	—	—	—
	After test B	21.9 {215} 22.3 {219}	38.7 {380} 38.6 {379}	21.3 21.0	73.2 73.3	Cr Mo base metal
	After test C	19.4 {190} 18.3 {179}	36.9 {362} 36.9 {362}	20.0 20.0	67.9 69.5	Cr Mo base metal



DF-1 B

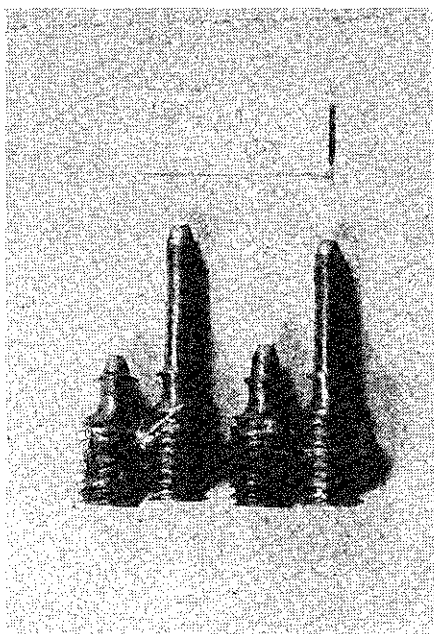


DF-2 B'

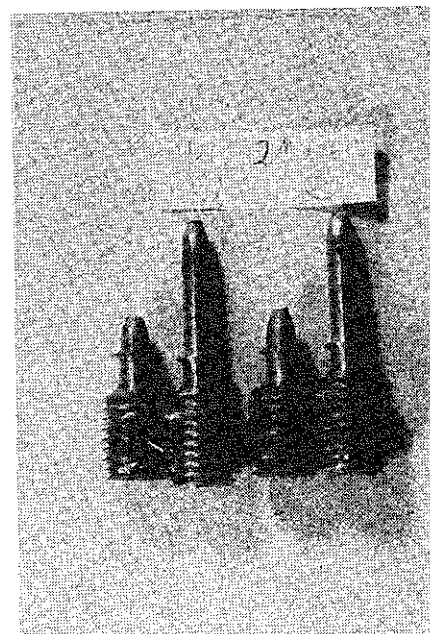


DF-3 B

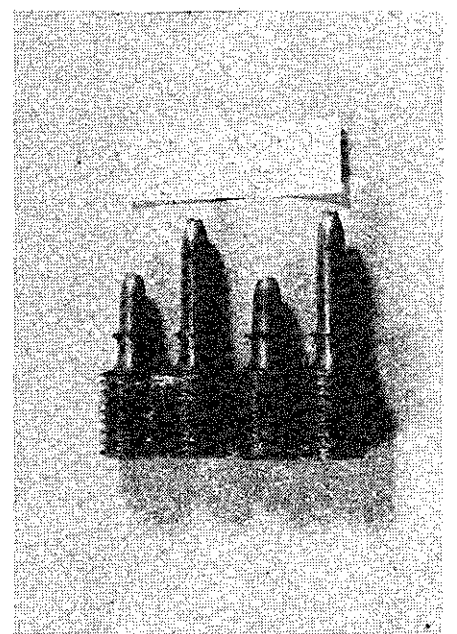
(a) DF-1B, DF-2B, DF-3B—Room temperature



DF-1 B



DF-2 B'



DF-3 B

(b) DF-1B, DF-2B, DF-3B—Elevated temperature

Fig. 11 Specimens after tensile tests

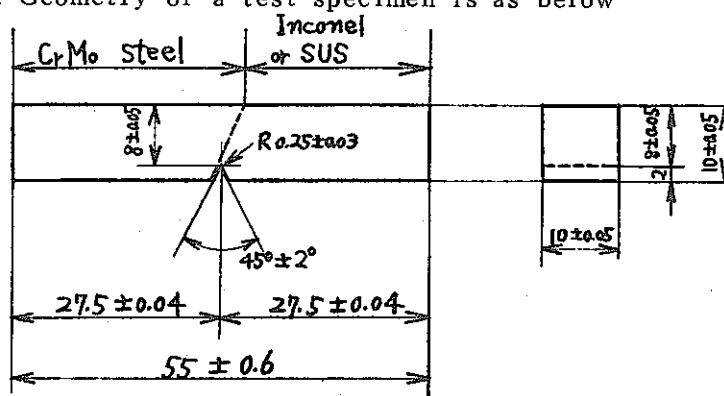
イクル試験後も十分に確保されていた。Fig. 11に引張試験後の試験片外観写真を示す。

2.5.3 シャルピー衝撃試験 JIS Z 2241にしたがって温度0℃でシャルピー衝撃試験を実施した。試験片は切欠が2¼Cr-1Mo鋼とSUS304あるいはインコネル82の境界より2¼Cr-1Mo鋼側に1~2mm入った位置になるように採取した。他にTest C(最高温度650℃)後のDF-3供試体溶着金属部からも試験片を採取した。試験結果をTable 12に示す。

Table 12 Results of 2mm V-notch Charpy impact tests

Specimen number	Thermal history	Absorbed impact energy		Impact value	
		kgf·m (J)	Average kgf·m (J)	kgf·m/cm ² (J/m ²)	Average kgf·m/cm ² (J/m ²)
DF-1	As weld	10.9 { 107 }	10.5 { 103 }	13.7 { 1.34×10 ⁶ }	13.1 { 1.29×10 ⁶ }
		9.9 { 97 }		12.3 { 1.21×10 ⁶ }	
		10.7 { 105 }		13.4 { 1.31×10 ⁶ }	
	After test B	18.1 { 178 }	17.1 { 167 }	22.6 { 2.22×10 ⁶ }	21.3 { 2.09×10 ⁶ }
		15.0 { 147 }		18.8 { 1.84×10 ⁶ }	
		18.1 { 178 }		22.6 { 2.22×10 ⁶ }	
After test C	7.7 { 76 }	6.5 { 64 }	9.6 { 0.94×10 ⁶ }	8.1 { 0.80×10 ⁶ }	
	5.9 { 58 }		7.4 { 0.73×10 ⁶ }		
	5.9 { 58 }		7.4 { 0.73×10 ⁶ }		
DF-2	As weld	14.7 { 144 }	14.6 { 144 }	18.5 { 1.81×10 ⁶ }	18.4 { 1.80×10 ⁶ }
		16.2 { 159 }		20.3 { 1.99×10 ⁶ }	
		13.0 { 127 }		16.3 { 1.60×10 ⁶ }	
	After test A	6.1 { 60 }	7.3 { 71 }	7.6 { 0.74×10 ⁶ }	9.1 { 0.89×10 ⁶ }
		8.0 { 78 }		10.0 { 0.98×10 ⁶ }	
		7.7 { 76 }		9.6 { 0.94×10 ⁶ }	
After test B'	15.3 { 150 }	16.7 { 164 }	19.1 { 1.87×10 ⁶ }	20.9 { 2.05×10 ⁶ }	
	16.4 { 161 }		20.5 { 2.01×10 ⁶ }		
	18.4 { 180 }		23.0 { 2.25×10 ⁶ }		
DF-3	As weld	—	—	—	—
		—	—	—	—
	After test B	17.8 { 175 }	16.7 { 163 }	22.3 { 2.18×10 ⁶ }	20.8 { 2.04×10 ⁶ }
		14.4 { 141 }		18.0 { 1.76×10 ⁶ }	
		17.8 { 175 }		22.3 { 2.18×10 ⁶ }	
	After test C	Bond	6.1 { 60 }	7.1 { 69 }	7.6 { 0.74×10 ⁶ }
		8.0 { 78 }	10.0 { 0.98×10 ⁶ }		
	Depo	2.2 { 22 }	2.2 { 22 }	2.8 { 0.27×10 ⁶ }	2.8 { 0.27×10 ⁶ }
		2.2 { 22 }		2.8 { 0.27×10 ⁶ }	

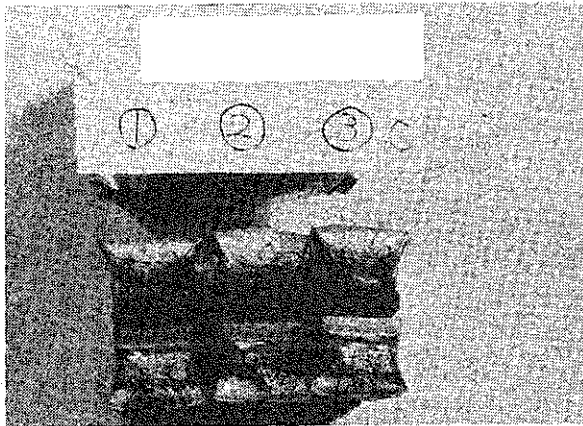
Note 1. Test temperature is 0℃
2. Geometry of a test specimen is as below



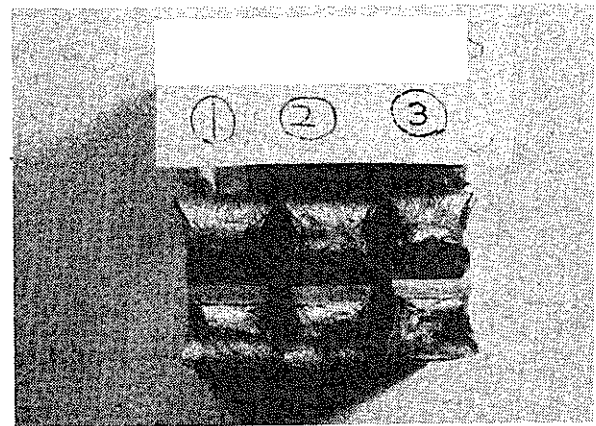
Test B, B' (最高温度 600℃) 後の衝撃値が高いが、これは切欠の位置が材料境界に近よりすぎていたために衝撃き裂の伝播径路のほとんどすべてが $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼母材部であったからである。ちなみに As-weld の継手における $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼母材部の衝撃値は DF-1 継手で $20.5\text{ kgf}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$ ($2.01\times 10^6\text{ J}/\text{m}^2$), DF-2 継手で $21.9\text{ kgf}\cdot\text{m}/\text{cm}^2$ ($2.15\times 10^6\text{ J}/\text{m}^2$) であった。

ボンド部の衝撃値は切欠の位置にかなり影響されるので断定はできないが、熱サイクルの負荷によりボンド部の衝撃値は低下傾向を示すようである。

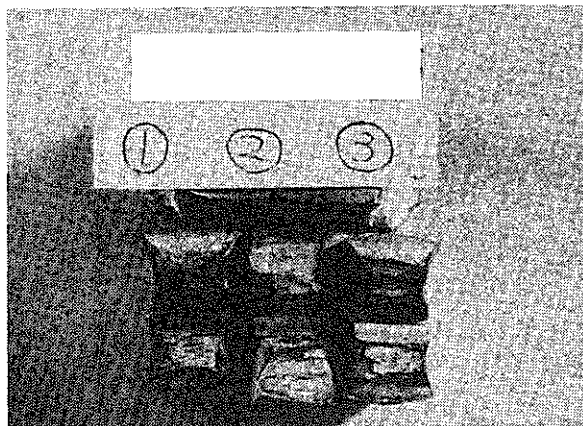
DF-3 供試体の溶接金属部 (SUS309) は衝撃値が低いが、熱サイクル負荷によりもろくなったのか、As-weld ですでに低い衝撃値になっていたのかを今後確認する必要がある。Fig 12 に破面の外観写真を示す。き裂は最初材料境界に沿って伝播し、その後 $2\frac{1}{4}\text{Cr}-1\text{Mo}$ 鋼母材部に入って最終的には延性的に破断している。SUS309 溶接金属部の破面 (DF-3 C-③④) は平坦である。



DF-1 B



DF-2 B'



DF-3 B

Fig 12 Fracture surfaces of Charpy impact test specimen

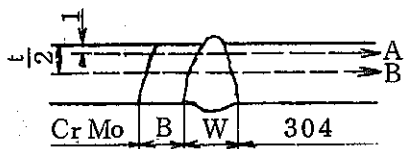
2.5.4 硬さ試験 ビッカース硬さ計及びマイクロビッカース硬さ計を用いて、それぞれ 5kgf {49N}、200gf {1.96N} の荷重で室温における硬さを測定した。载荷位置は Fig 13 に示すように、内外表面から 1mm の深さ及び板厚中央で、ビッカース硬さは材料境界から母材側へ 10mm の位置を測定の始点と終点として軸方向に 1mm のピッチで、マイクロビッカース硬さは材料境界から両側へ 2mm 以内を 0.1mm ピッチで測定した。測定結果を Fig 13 及び Fig 14 に示す。

Fig 13 に示すビッカース硬さ分布は各材料の通常の硬さから予想される分布を示し、異常は認められなかった。As-weld 継手⁽⁷⁾では INCONEL 82 バタリング層に隣接した境界のごく近傍で 2¼Cr-1Mo 鋼の硬さが Hv = 220 ないし 260 となっていたが、熱サイクル試験後はピークが小さくなっている。母材部の硬さは 2¼Cr-1Mo 鋼が Hv 140 程度、SUS 304 が Hv 180 程度で、As-weld での値とほとんど同じである。溶接金属部は母材部よりやや硬さが高く、位置によるばらつきが比較的大きい。As-weld ではバタリング部と最終溶接部の硬さに差異は認められなかったが、熱サイクル試験後は最終溶接部の表面近傍の硬さがやや高くなっている。

Fig 13 に示す材料境界付近のマイクロビッカース硬さ分布より、2¼Cr-1Mo 鋼領域との境界に沿った INCONEL 82 バタリング部及び SUS 309 溶接金属部に硬さの高い部分が生じ、一方境界の 2¼Cr-1Mo 鋼側ではわずかながら硬さが低くなっていることがわかる。この傾向は C シリーズの供試体で著しい。すなわち熱サイクル試験の最高温度が高いほど硬さのピークが高くなっている。後述する炭素元素の分析結果より、2¼Cr-1Mo 鋼から INCONEL 82 あるいは SUS 309 側への炭素の移動（脱浸炭）が硬さ変化の原因と考えられる。SUS 304 と INCONEL 82 境界付近では硬さの分布がやや乱れ、INCONEL 82 側に小さい硬さピークが生じている供試体もある。

2.5.5 炭素元素分布観察 2¼Cr-1Mo 鋼と INCONEL 82 (バタリング部) あるいは SUS 309 (溶接金属部) との境界付近の炭素、クロム及び鉄元素の定量線分析を電子線マイクロアナライザー（以下、「EPMA」と呼ぶ）を用いて行なった。Fig 15 に模式的に示すように、内表面から深さ 1mm 及び板厚中央を管軸方向に走査した。分析結果を Fig 15 に示す。

INCONEL 82 をバタリングした DF-1 及び DF-2 供試体の炭素元素の濃度分布をみると、熱サイクル試験の最高温度が 650℃ の DF-1 C では境界の INCONEL 82 側に明瞭な濃度ピークがみられるが、最高温度が 550℃ の DF-2 A では濃度分布は平坦で脱浸炭は認められない。バタリング材料である NIC 70 A の化学分析結果⁽⁷⁾によれば、炭素量の分析値は



CrMo: 2¼Cr-1Mo steel B: Buttering of INCONEL 82
 304: SUS 304 W: Weld deposit

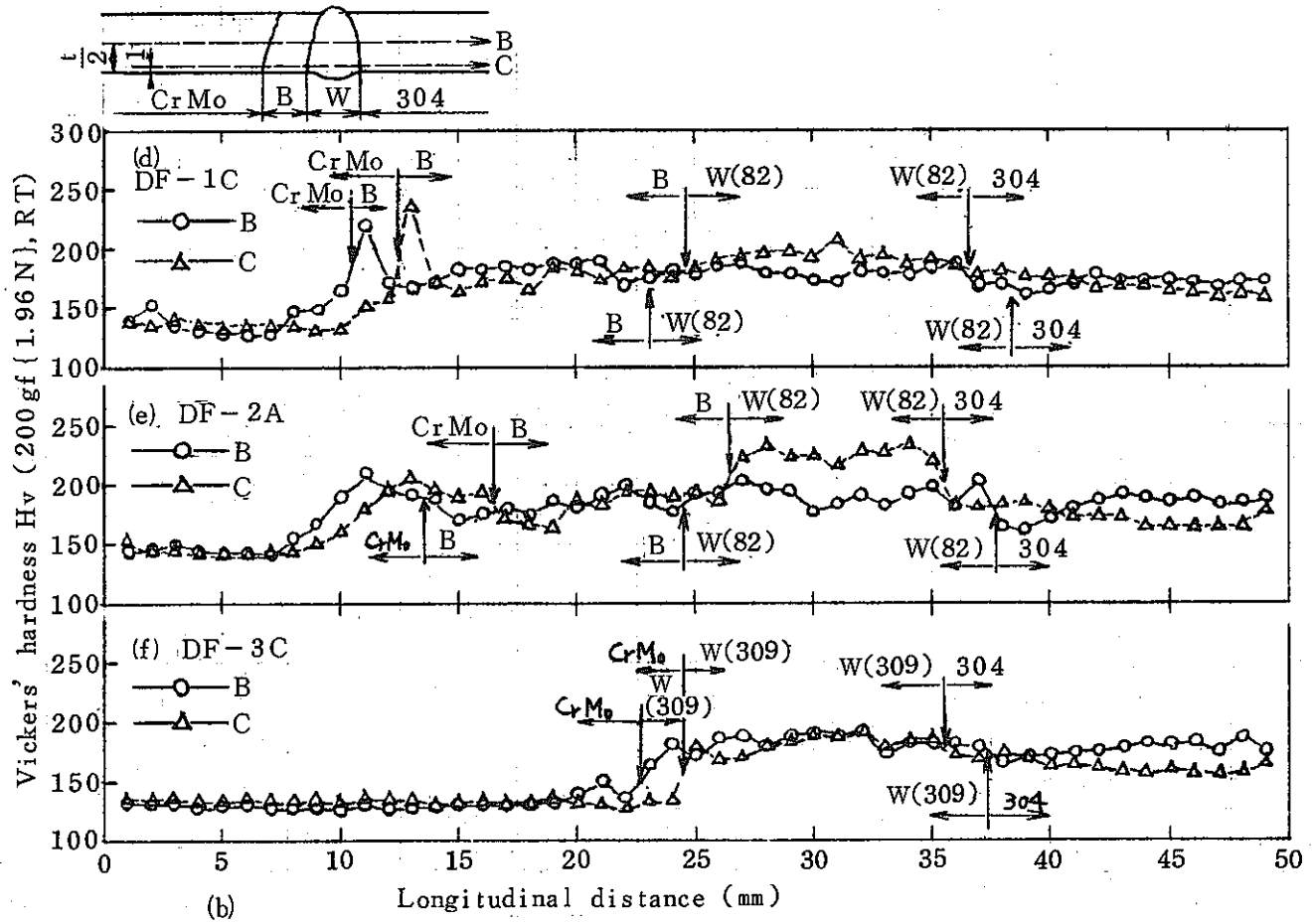
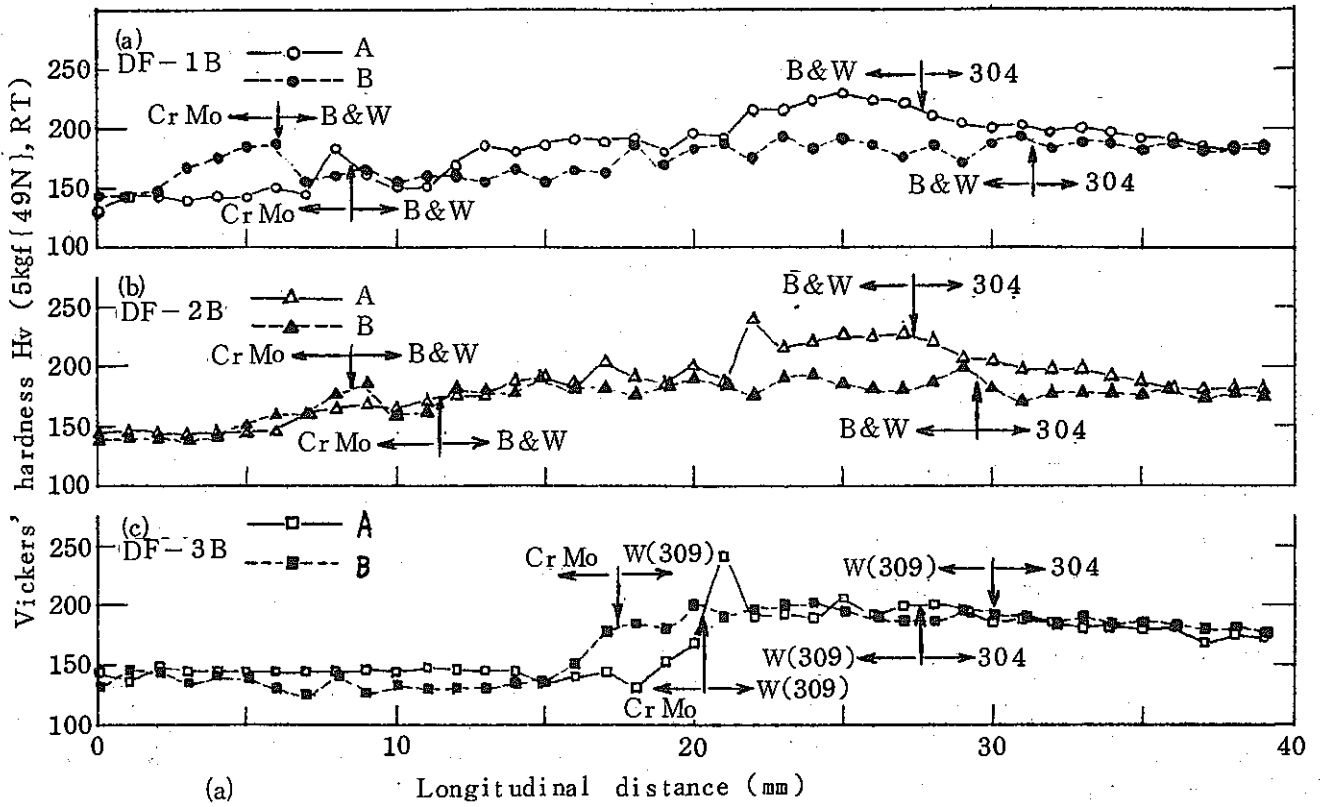
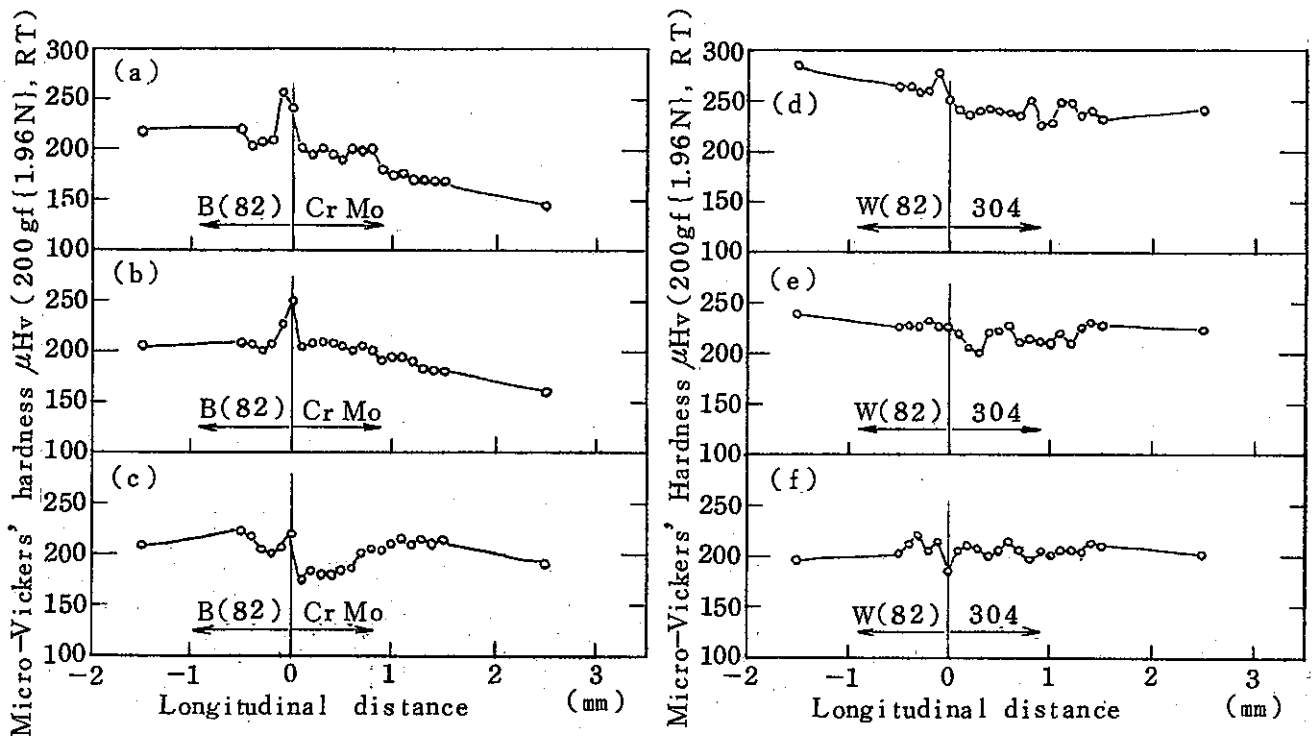
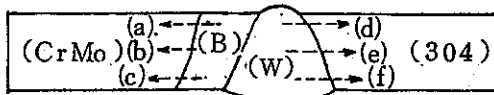
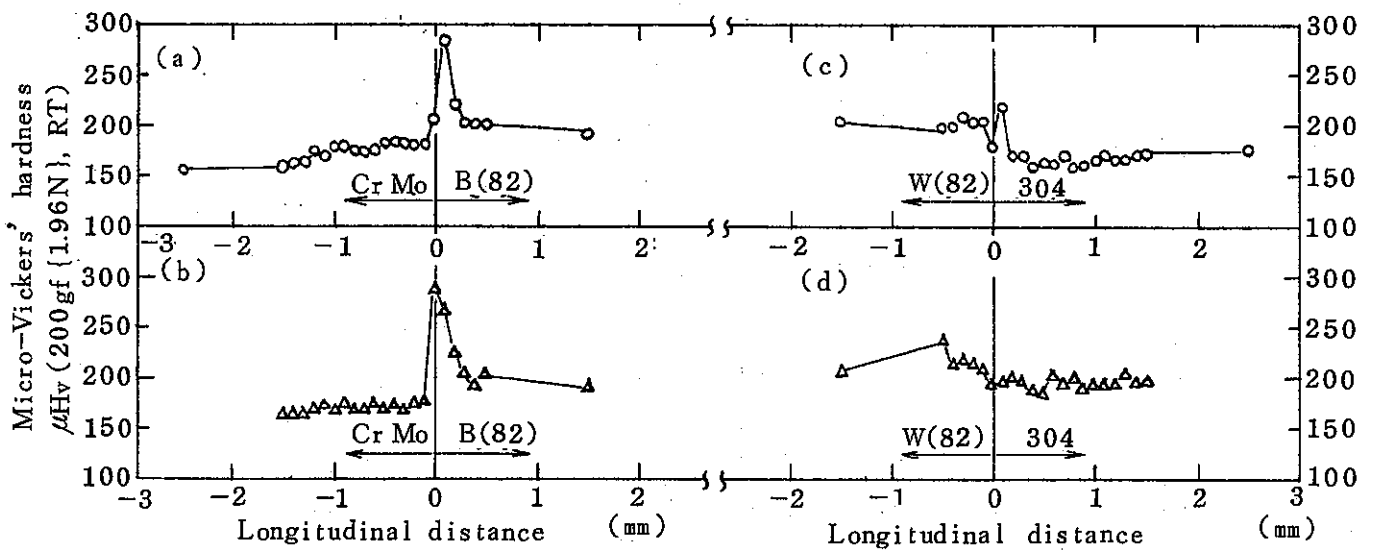
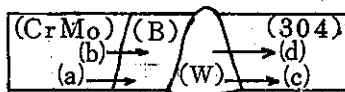


Fig 13 Distributions of Vickers' hardness in dissimilar metal welded joints

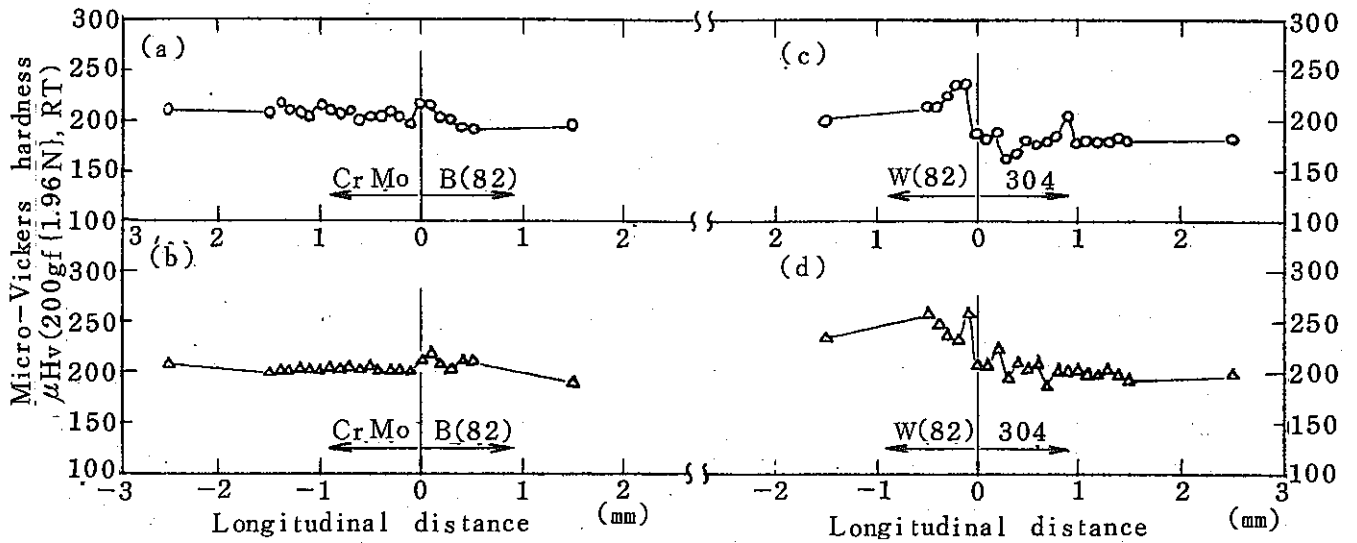
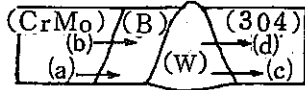


(a) DF-1 B

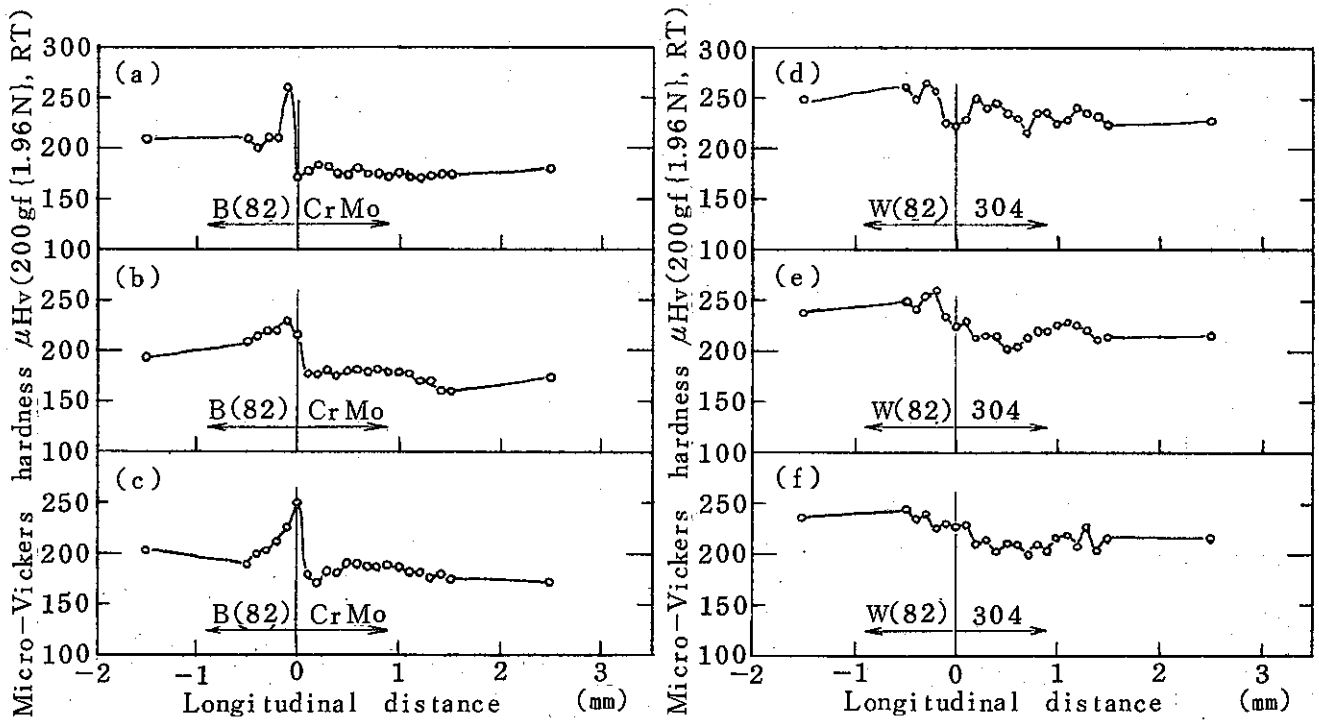
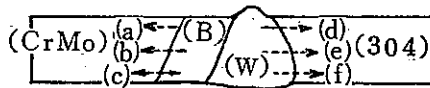


(b) DF-1 C

Fig 14 Distributions of micro-Vickers' hardness in dissimilar metal welded joints



(c) DF - 2 A



(d) DF - 2 B

Fig. 14

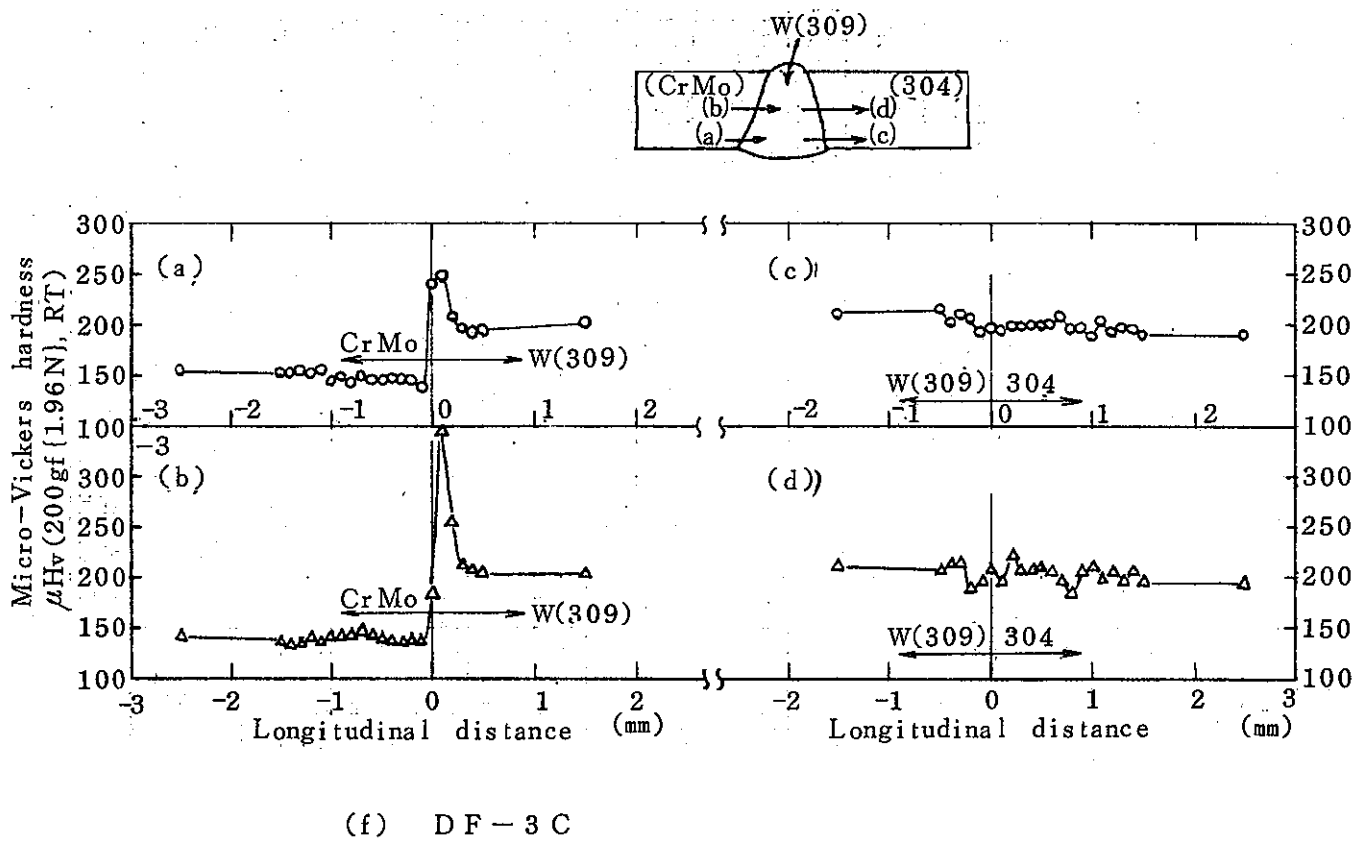
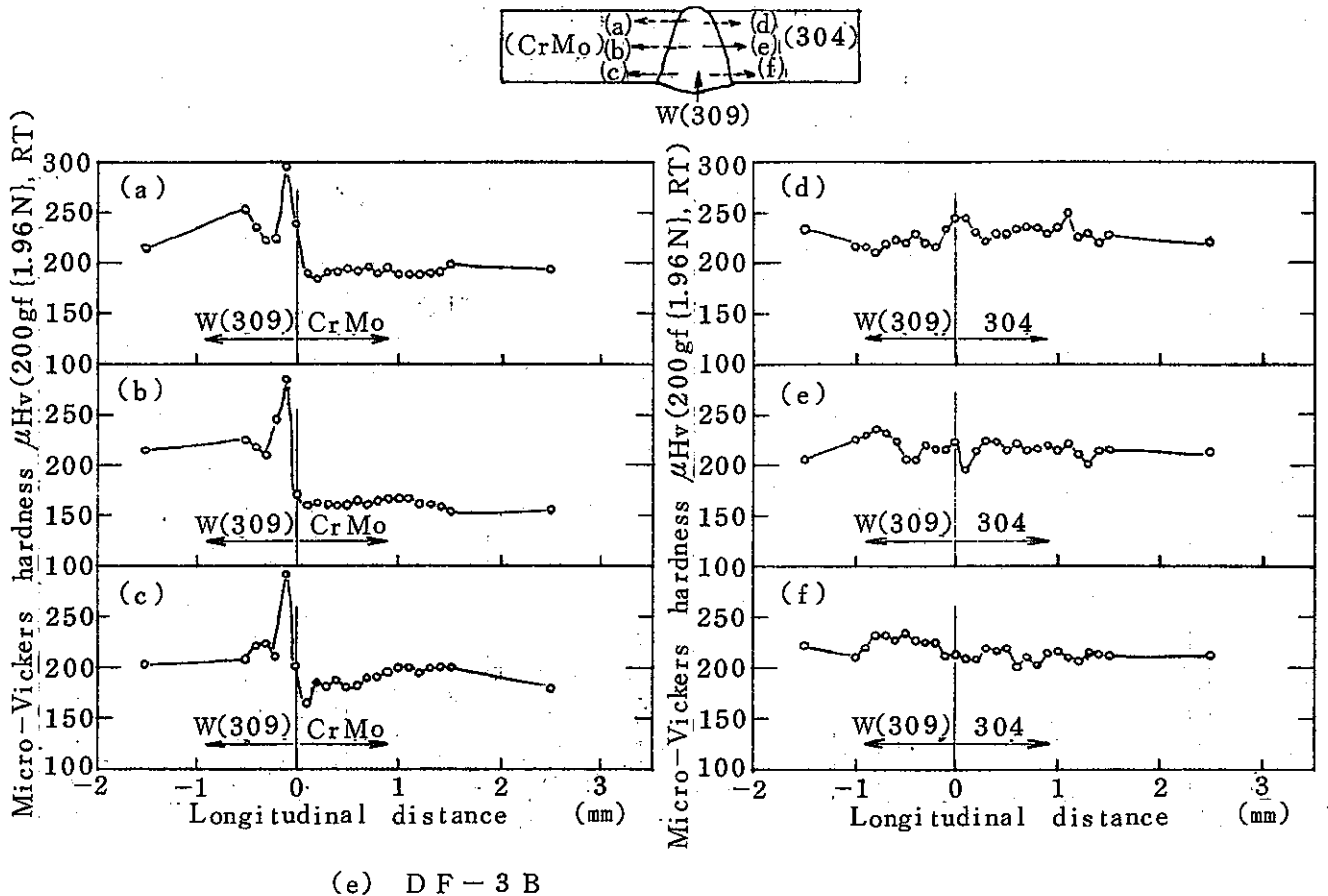
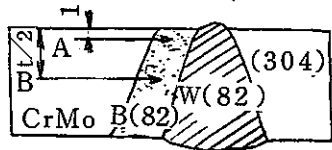
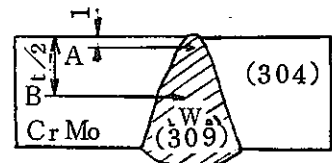


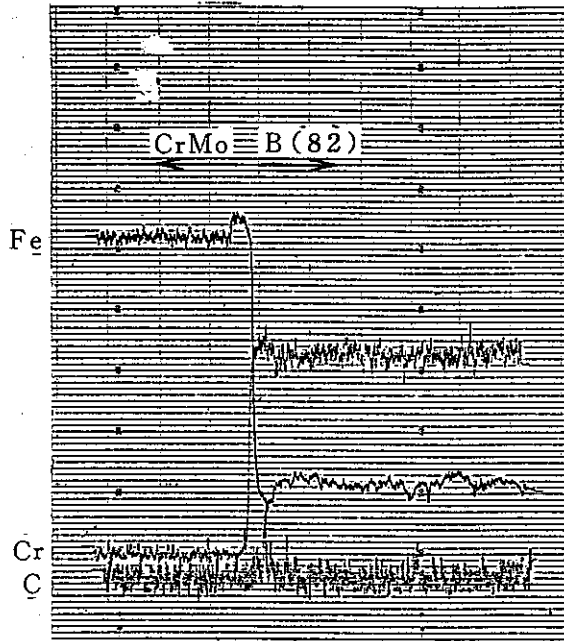
Fig. 14



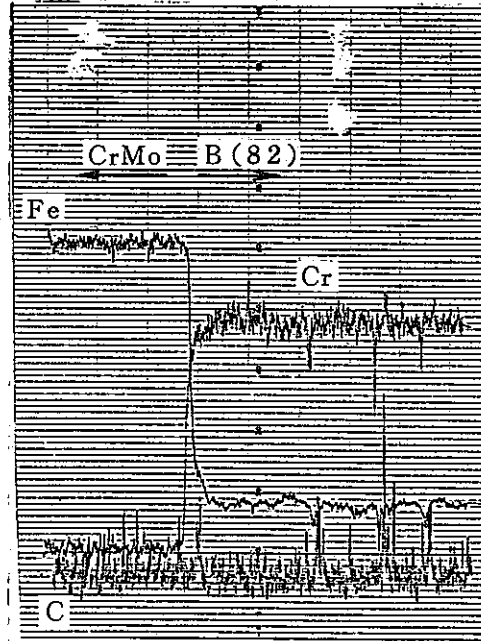
DF-1 and 2 specimen



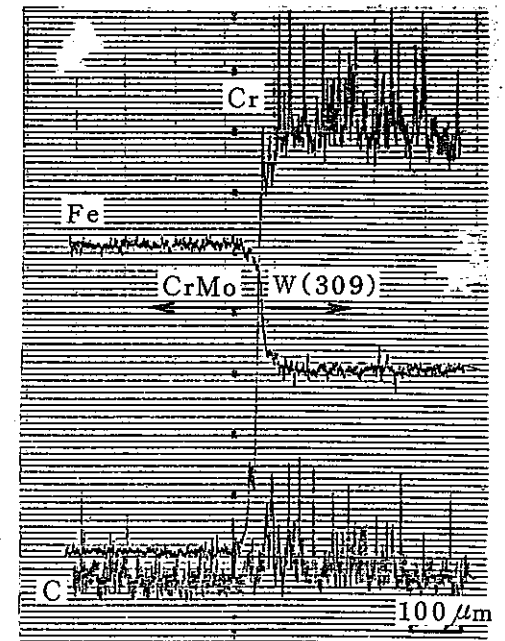
DF-3 specimen



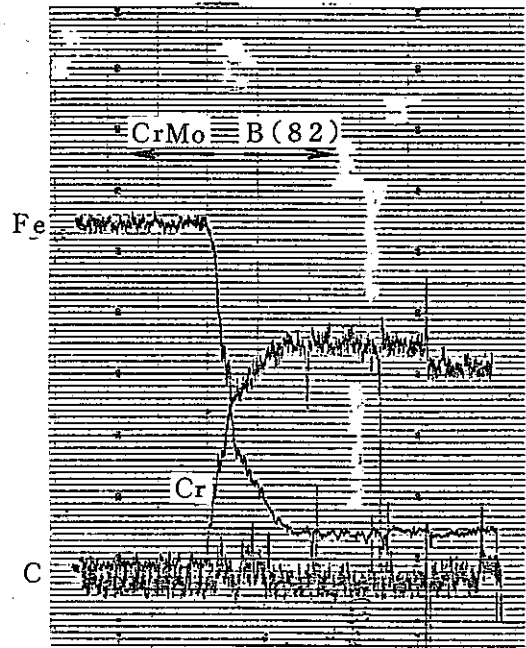
Line A



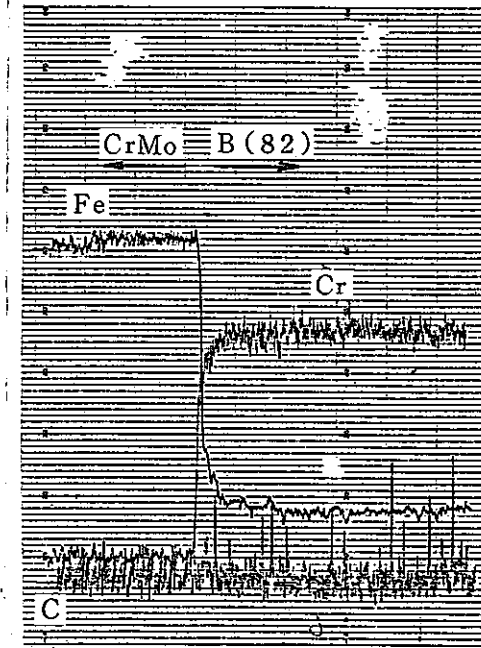
Line A



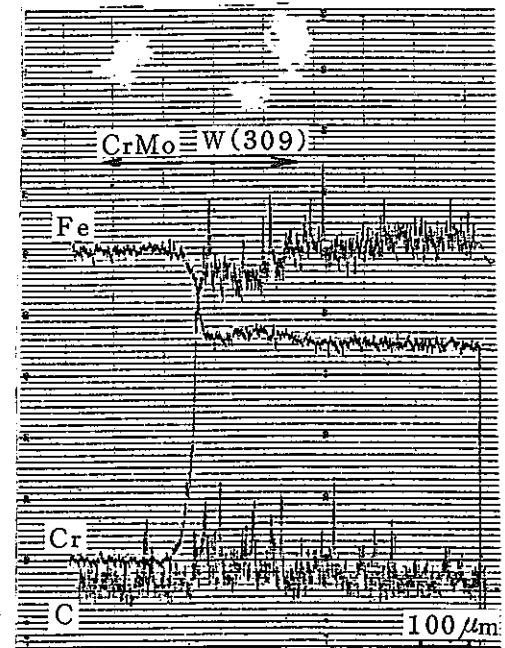
Line A



Line B



Line B



Line B

(a) DF-1B specimen

(b) DF-2B' specimen

(c) DF-3B specimen

Fig 15 Results of chemical analysis of C, Cr and Fe by EPMA

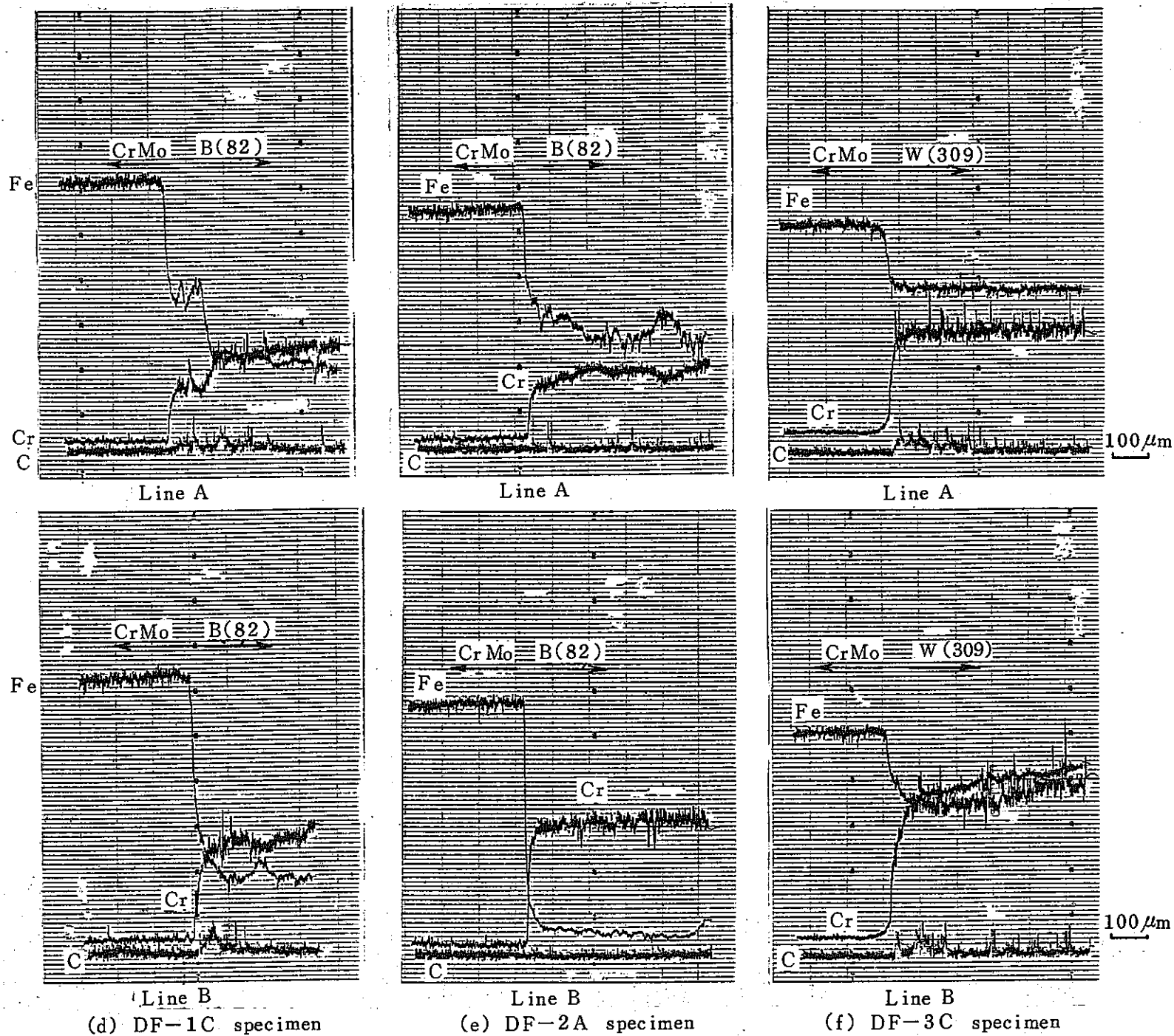


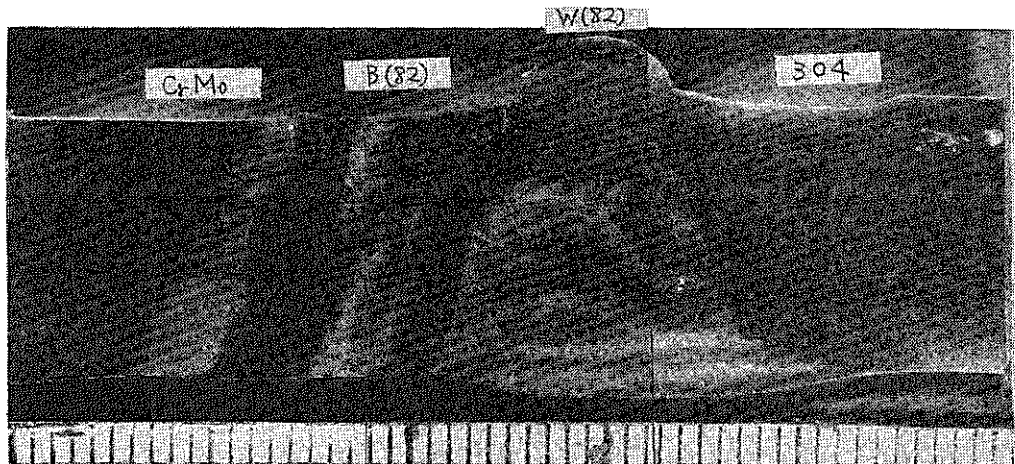
Fig. 15

0.05%であるから、熱サイクル試験後の境界近傍の炭素量はDF-1Cで0.08~0.12%, DF-1B及びDF-2Bで0.06~0.09%に増大していると推定される。バタリングをしていないDF-3供試体での炭素移動はバタリングをした継手よりもさらに顕著である。境界近傍のSUS309溶接金属部の炭素濃度は、DF-3B, DF-3Cとも本来の炭素濃度の約2倍に増大している。INCONEL 82, SUS309側への浸炭範囲は境界からDF-1Cで約60 μ m, DF-3Cで約150 μ mである。境界の2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼側の炭素濃度の低下は認められない。

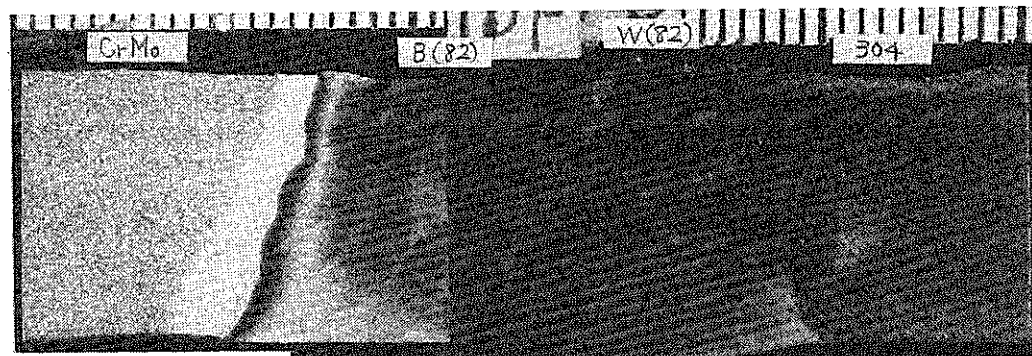
なお、境界近傍ではクロム濃度の変化も大きい、炭素とクロムの濃度ピーク位置がほぼ重なっている場合はクロム炭化物が生成していることを示すと判断される。炭化物の生成は境界近傍だけでなく、炭素移動の及ばないところでもみられる。炭化物の生成はINCONEL 82よりもSUS309の方が多いようである。Larson-Millerパラメータで換算した温度条件が「もんじゅ」と比較的近いDF-2A供試体では炭素移動は認められなかった。

2.5.6 マクロ・ミクロ組織観察 異材継手の断面マクロ組織及び金属組織を光学顕微鏡によって観察した。2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼母材はナイトール(5%硝酸+メチルアルコール)を用いてエッチングし、SUS304母材, INCONEL 82及びSUS309溶接金属は10%クロム酸水溶液中で電解エッチングした。Fig 16に断面マクロ組織写真を示す。いずれの供試体においてもき裂等の異常は認められない。溶接部に近接する2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼の熱影響部(写真中の帯状に白い部分)には粗粒域が認められる。Fig 17に断面金属組織写真を示す。観察位置はFig 17中に模式的に示しているように、溶接金属部, ボンド部及び2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼母材である。

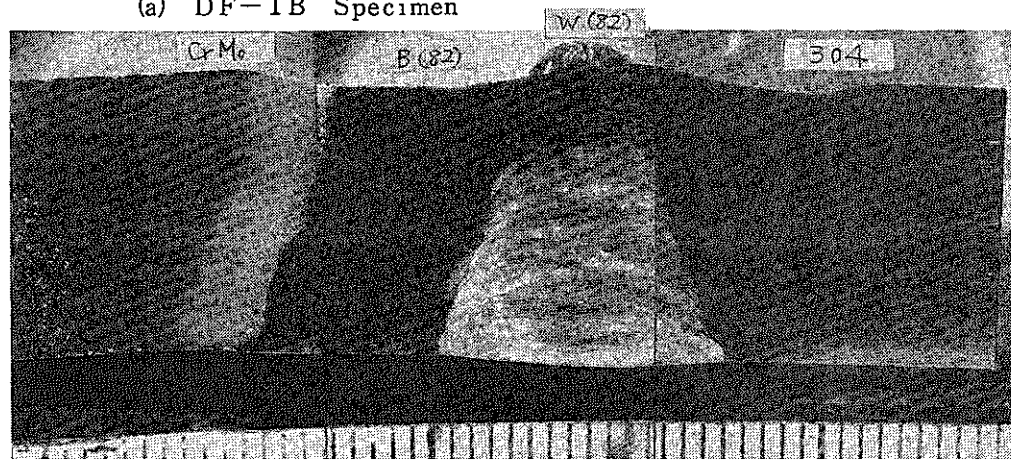
DF-1B供試体の位置③ではパーライト組織の分解した2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼母材の組織, 位置⑥では視野の右半分に溶接熱影響による細粒部がみられる。バタリング部との境界である位置④では2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼の組織が溶接熱影響により粗粒化している。位置④の境界に沿った黒い部分はナイトールによるエッチングによって2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼側が濃くなったものであり、位置⑤の黒い部分は2 $\frac{1}{4}$ Cr-1Mo鋼側を表面シールドした電解エッチングによってINCONEL 82側が濃くなったものである。このような現象はAs-weld継手でも観察されており、熱サイクル試験による組織の異常変化ではないと思われる。位置①ではINCONEL 82バタリング部の結晶粒パターンがINCONEL 82溶接金属側へ広がっている様相がみられる。INCONEL 82及びSUS304の結晶粒界と粒内に炭化物析出がみられる。DF-1C供試体の組織はDF-1B供試体とほぼ同様であるが、炭化物の析出がさらに進行している。



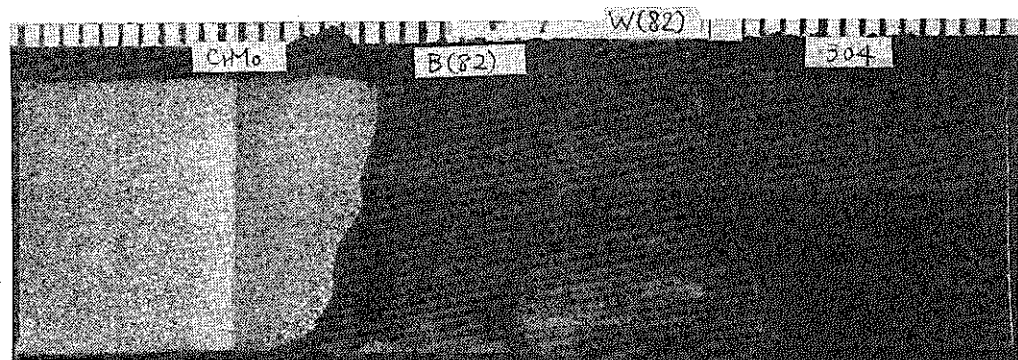
(a) DF-1B Specimen



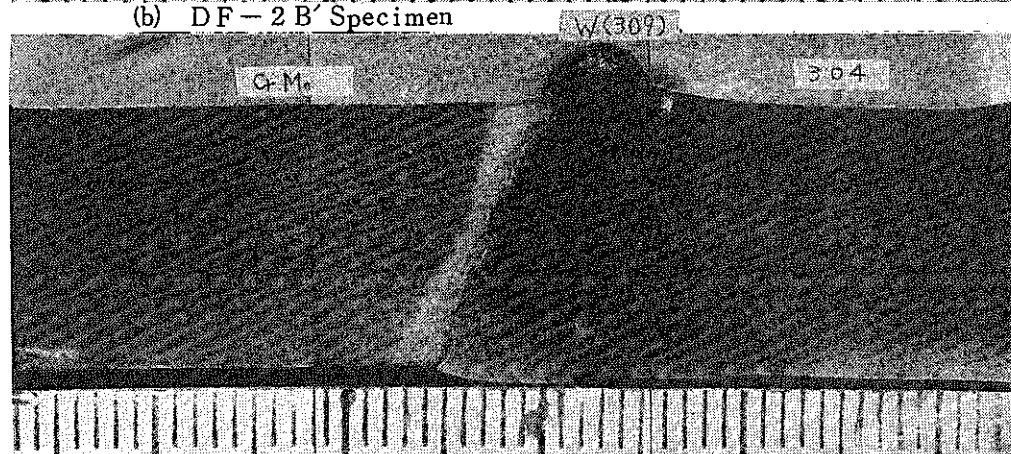
(d) DF-1C Specimen



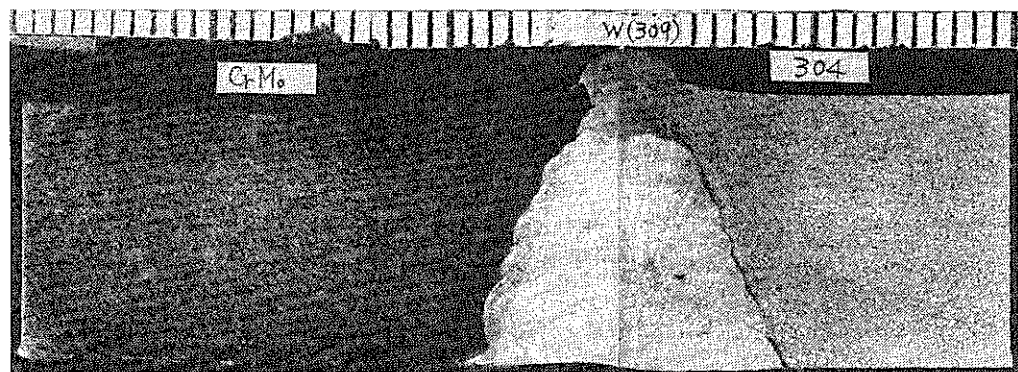
(b) DF-2B Specimen



(e) DF-2A Specimen



(c) DF-3B Specimen



(f) DF-3C Specimen

5 mm

5 mm

Fig 16 Macroscopic structures of dissimilar metal welded joints

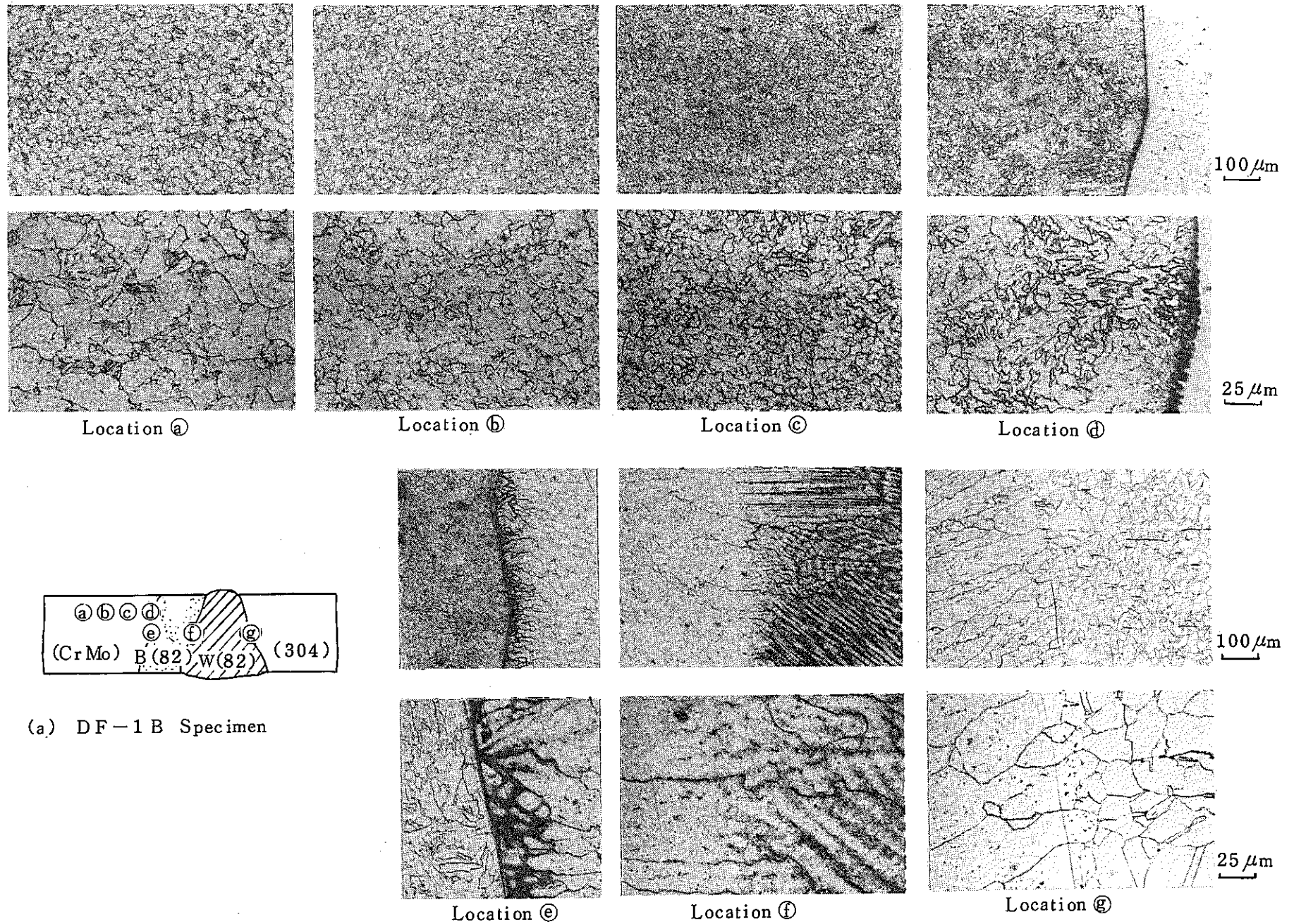
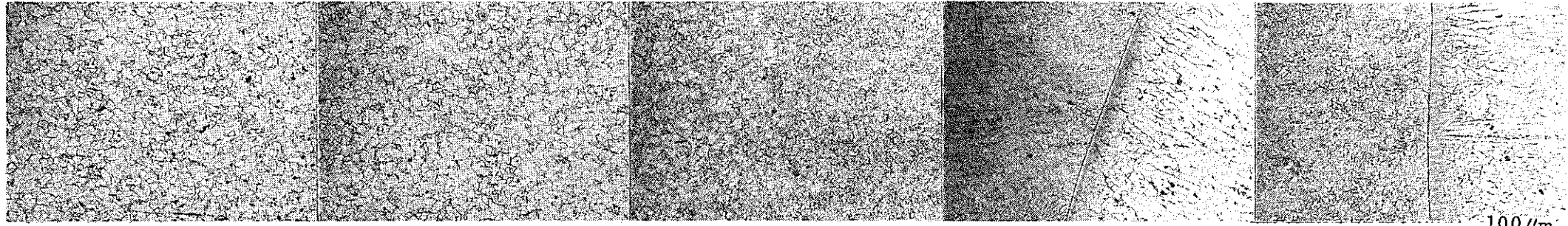
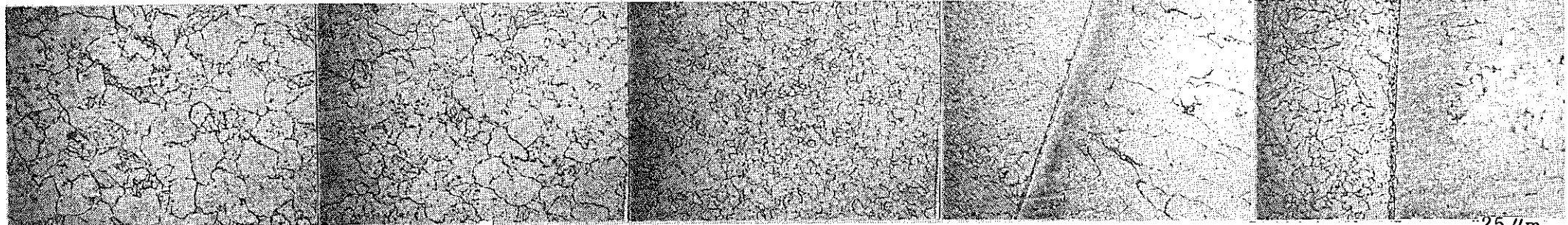


Fig 17 Microscopic structures of metals in dissimilar metal welded joints



100 μm



25 μm

Location a

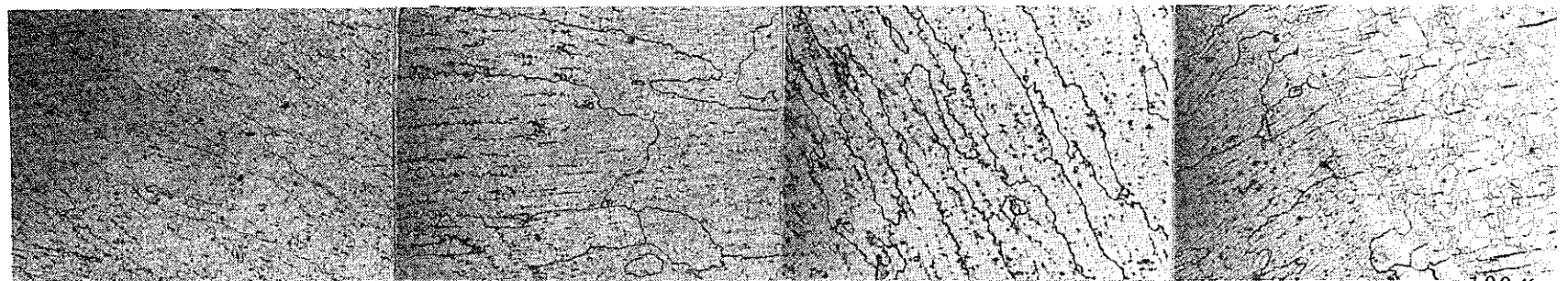
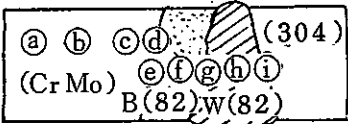
Location b

Location c

Location d

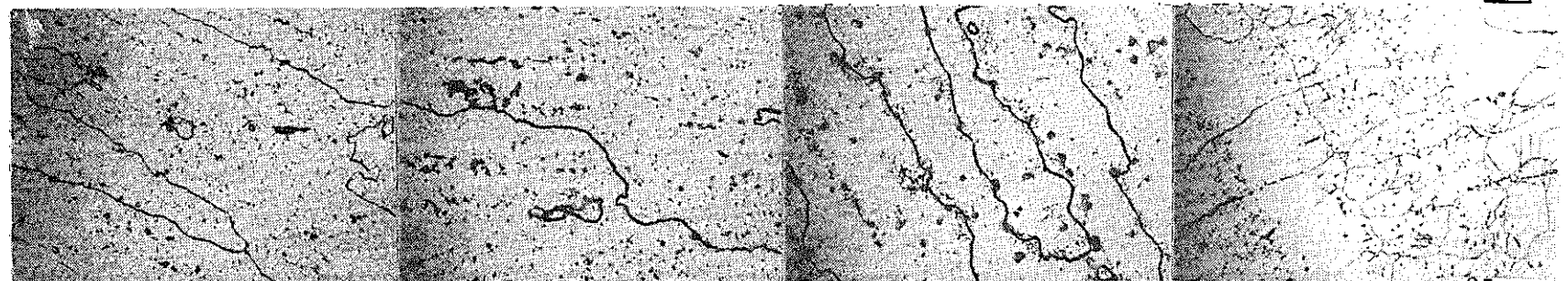
Location e

36



100 μm

(b) DF-1 C Specimen



25 μm

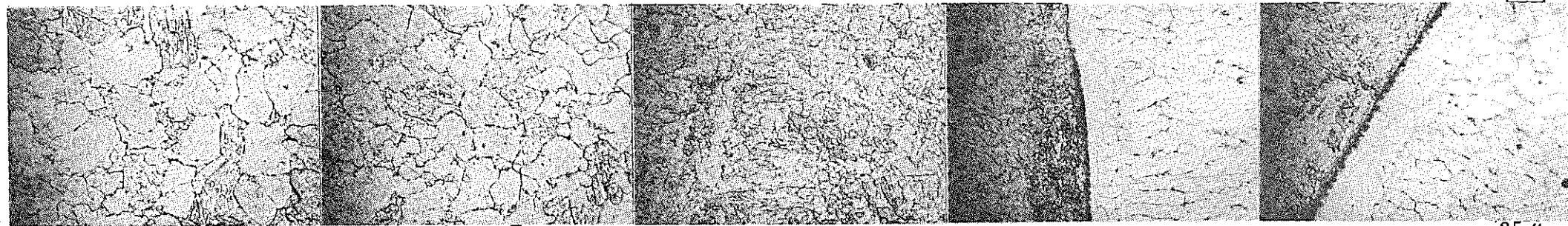
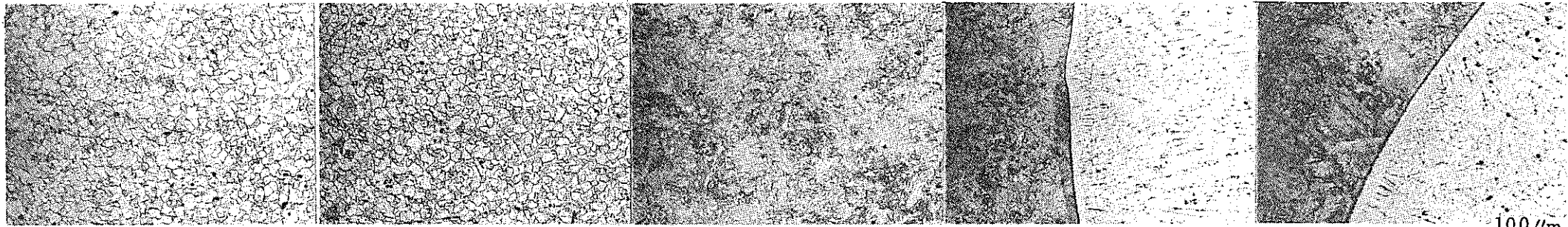
Location f

Location g

Location h

Location i

Fig 17



-37-

Location (a)

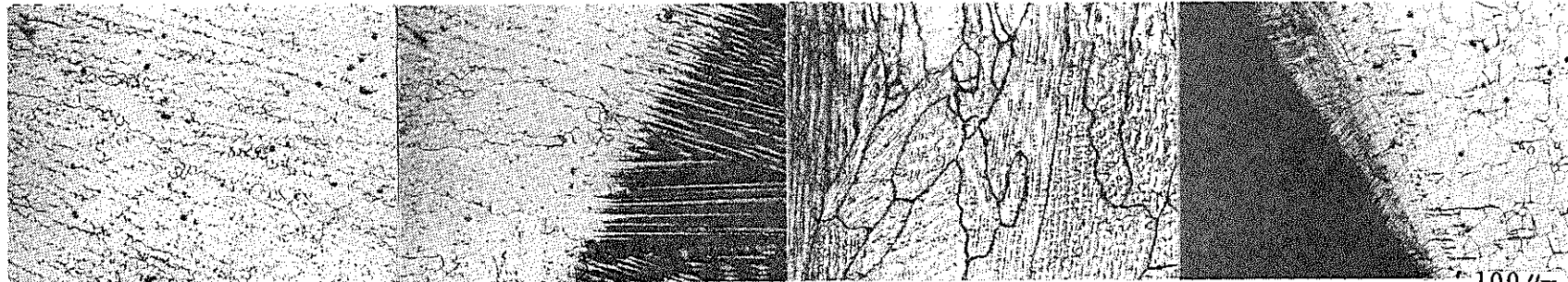
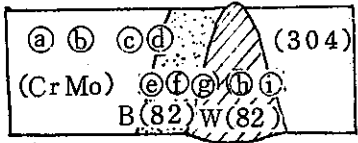
Location (b)

Location (c)

Location (d)

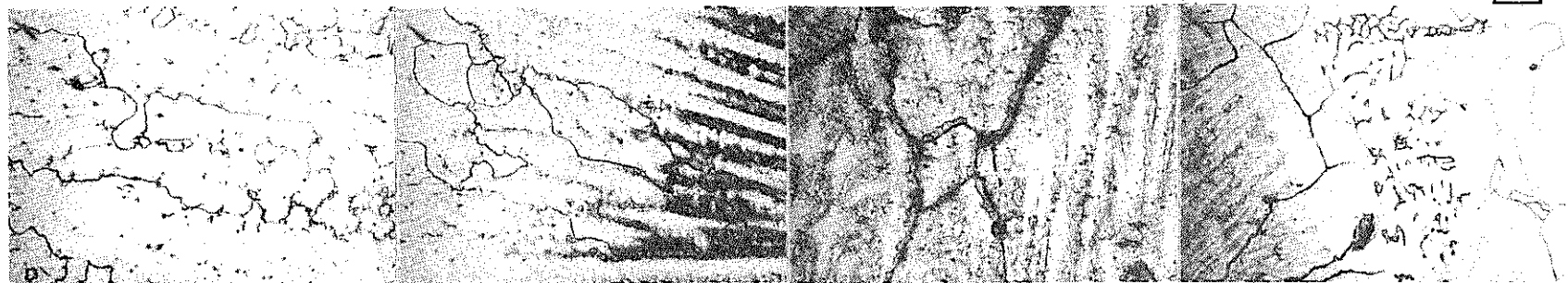
Location (e)

25 μm



100 μm

(c) DF-2 A Specimen



25 μm

Location (a)

Location (b)

Location (c)

Location (d)

Fig 17

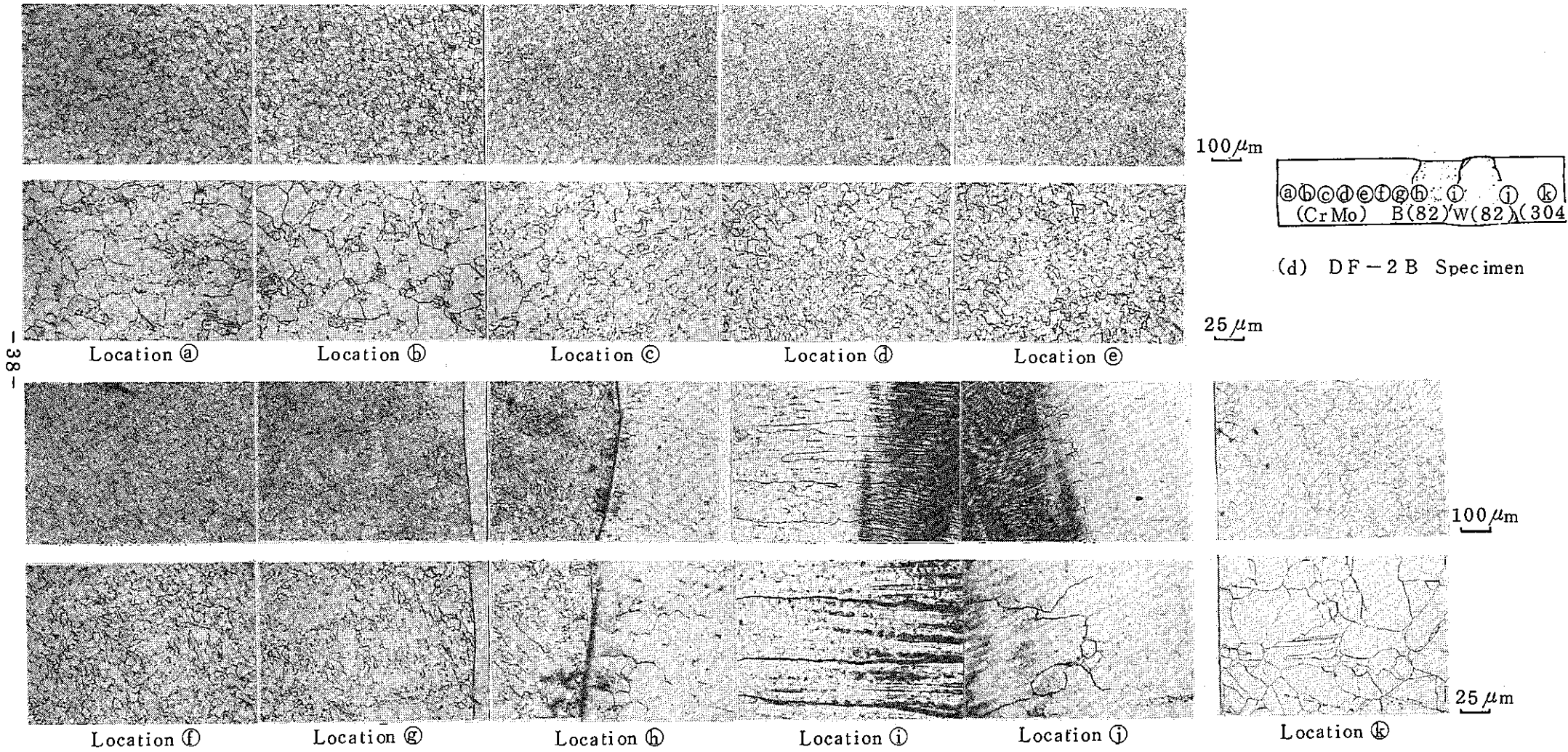


Fig 17

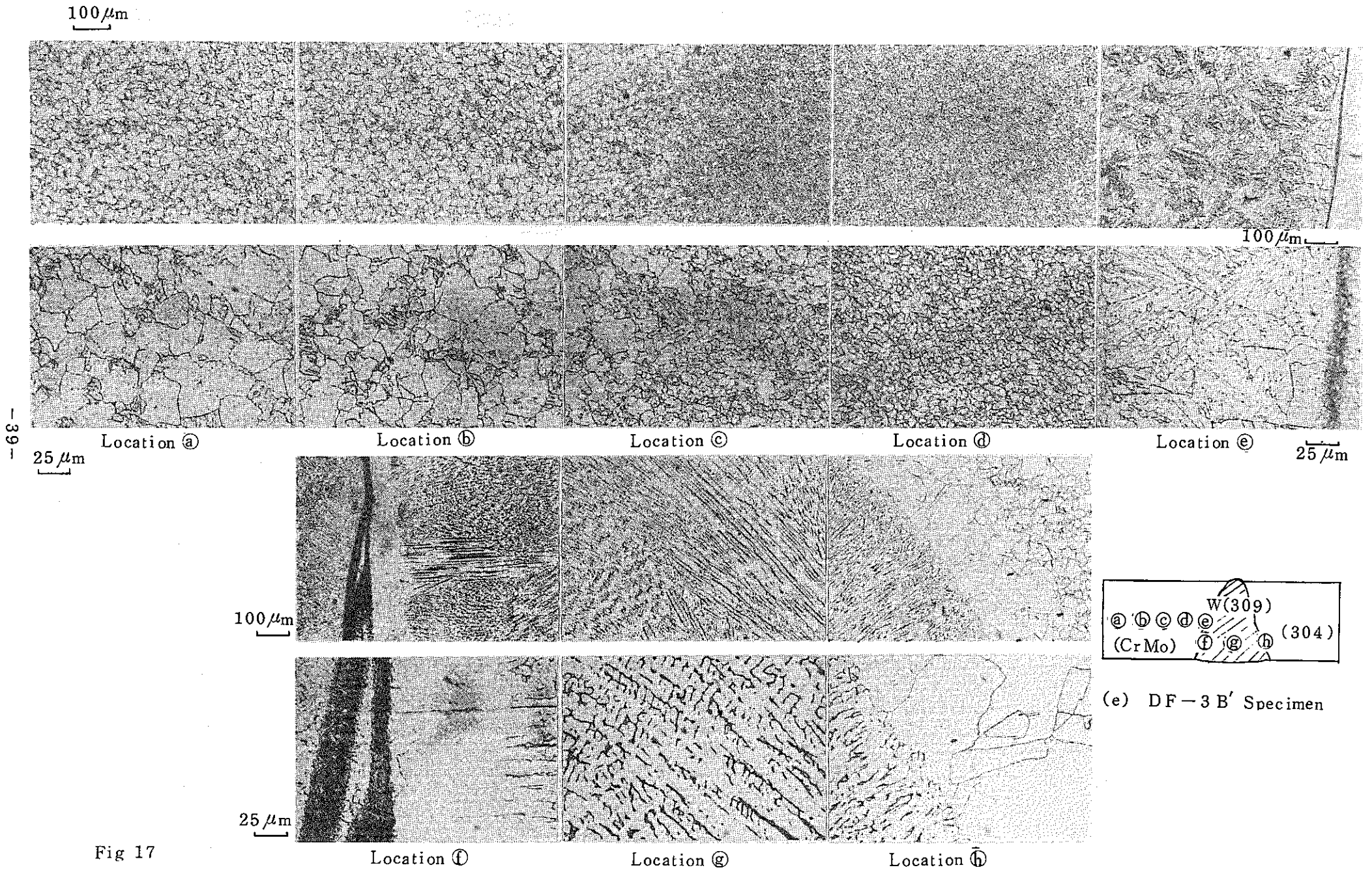
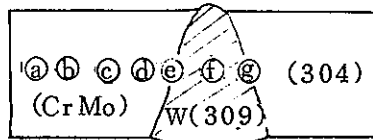
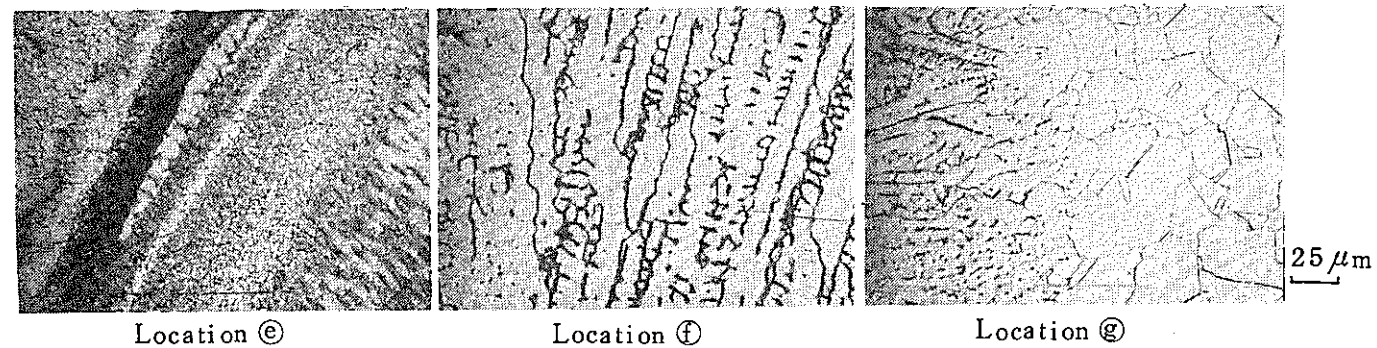
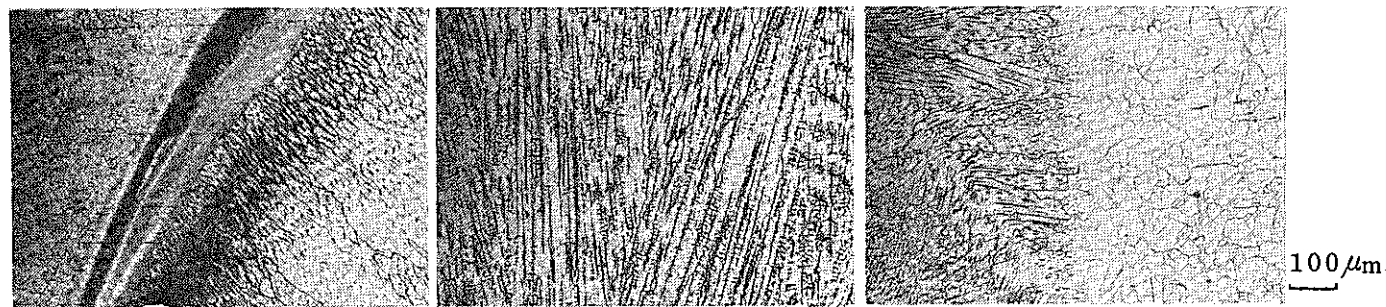
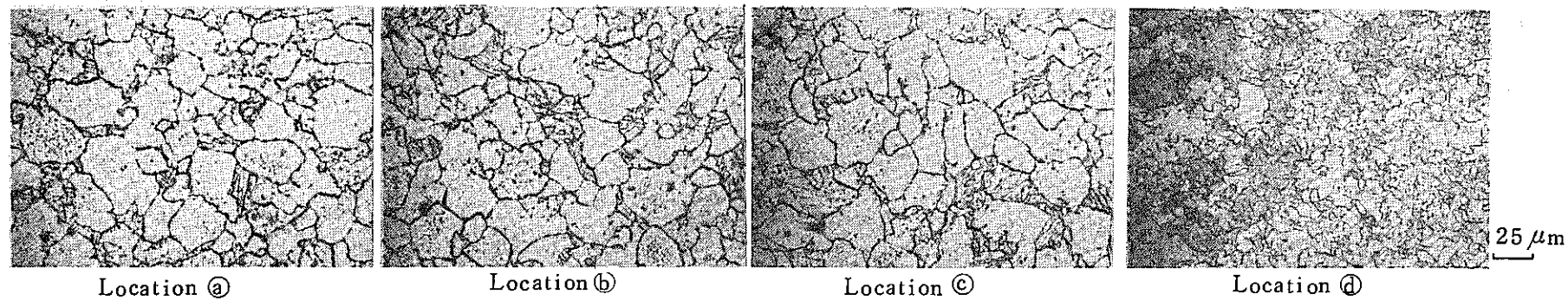
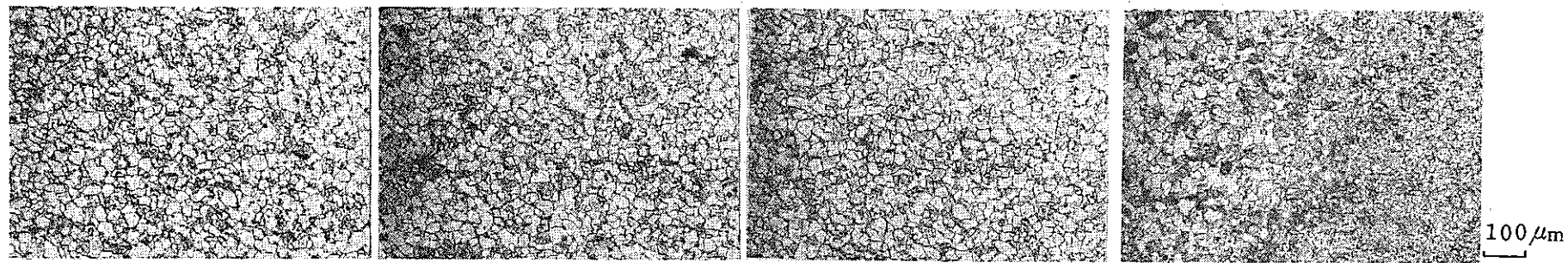


Fig 17



(f) DF-3C Specimen

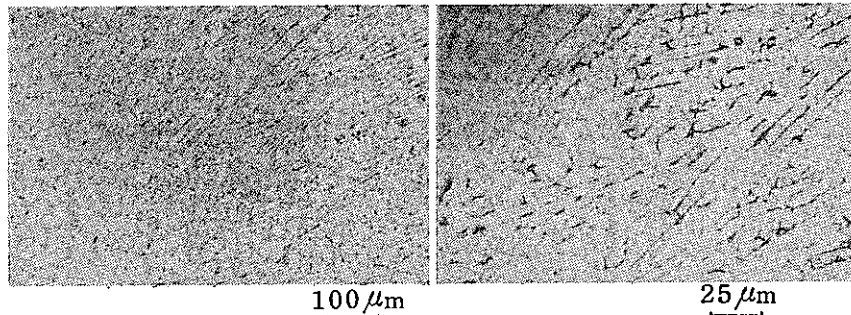
Fig 17

DF-3 供試体でも 2¼Cr-1Mo 鋼と SUS 309 溶接部との境界に沿って 50~100 μm 幅の濃くエッチングされた帯状領域がみられる。2¼Cr-1Mo 鋼溶接熱影響部では SUS 309 溶接金属との境界近傍が粗粒化し、やや離れたところが細粒化している。

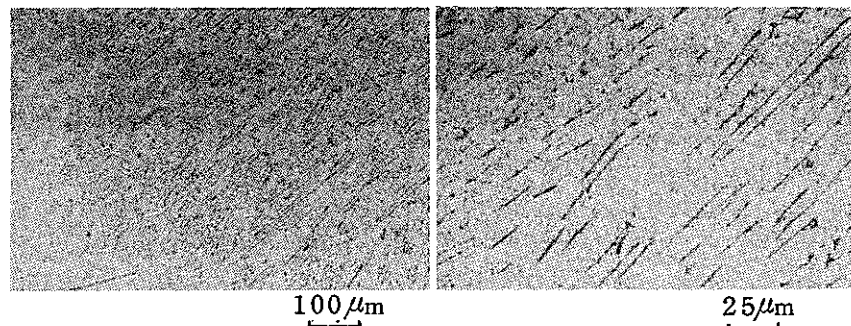
DF-3 供試体の SUS 309 溶接金属の衝撃値が Table 12 に示されるように低かった原因のひとつとしてシグマぜい化が考えられる。そこで、SUS 304 と SUS 309 溶接金属の境界を 10 規定の水酸化カリウム水溶液中で電解エッチングした。断面金属組織写真を Fig 18 に示す。この方法ではシグマ相が選択エッチングされるとされているが、δ-フェライト相も合わせてエッチングされる可能性も否定できない。As-weld の SUS 309 溶接金属は 10% 前後の δ-フェライトを含んでおり、δ-フェライトは高温下でシグマ相に変化しやすいことが知られている。Fig 19 に示すニッケル-クロム系の状態図によれば、650℃での SUS 309 の安定組織は(オーステナイト相+シグマ相)である。また、Fig 18 で SUS 304 領域はエッチングされていない。これらより、Fig 18 の SUS 309 領域のエッチングされた部分はシグマ相の可能性が大きい。DF-3 B と DF-3 C 供試体で黒くエッチングされた部分の密度に有意の差が認められないので断定はできない。As-weld の SUS 309 溶接金属を同じ方法でエッチングして δ-フェライトがどの程度あらわれるかを確認する必要がある。



Location of observation



(a) DF-3 B specimen



(b) DF-3 C specimen

Fig 18 Microscopic structures of weldment of DF-3 specimens

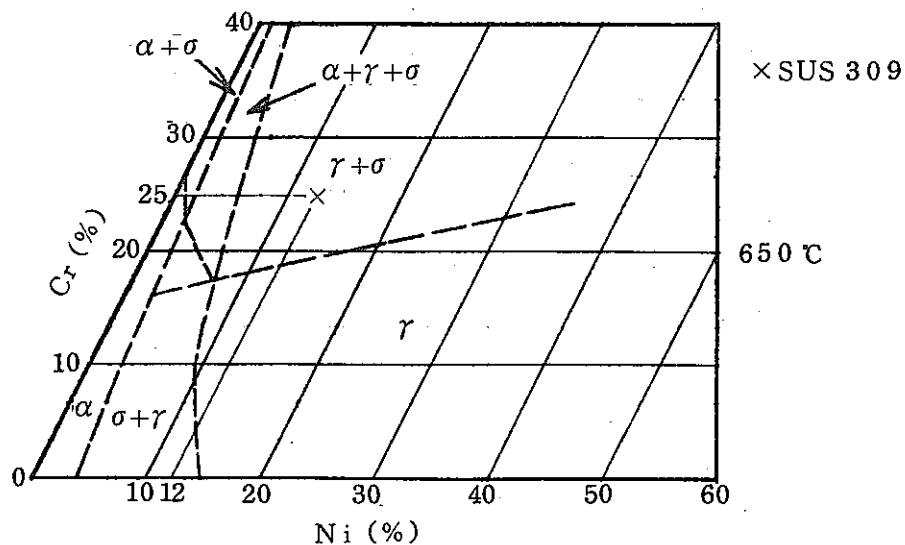


Fig 19 Phase diagram of Ni-Cr system

2.5.7 残留応力計測 熱サイクル試験終了後、供試体の残留応力を計測し、前節で述べた非弾性解析結果と比較した。使用したひずみゲージは株式会社東京測器研究所製の2軸応力集中ゲージFCV-1(ゲージ長1.3mm, ゲージ率2.1, 抵抗値 $120 \pm 0.5 \Omega$)及び2軸箔ひずみゲージFCA-1(ゲージ長1.0mm, ゲージ率2.1, 抵抗値 $120 \pm 0.5 \Omega$)で、前者をSUS 304と2¼Cr-1Mo鋼母材部, 後者をINCONEL 82バタリング部のいずれも外表面に貼付した。結線後、Fig 20に示す手順で供試体を切断し、最終状態でのひずみからHookeの法則にしたがって残留応力を算出した。なお、測定対象とは別の供試体にダミーゲージを貼付し、気温の変化によるゲージ出力の変動を補償した。残留応力の大部分は縦切断④, ⑤によって解放された。Fig 21に切断完了時の外観写真を示す。

Fig 22に測定結果の一例を示す。INCONEL 82をバタリングしたDF-1, DF-2供試体では円周方向応力がほとんどゼロで、2¼Cr-1Mo鋼側で引張, SUS 304側で圧縮の長手方向応力が残留している。一方、バタリングをしていないDF-3供試体では、円周方向応力はSUS 304側で引張り, 2¼Cr-1Mo鋼側ではほぼゼロ, 長手方向応力は2¼Cr-1Mo鋼側で引張, SUS 304側では材料境界から離れるにつれて引張から圧縮に変化している。

DF-2B供試体の残留応力の分布の傾向は1サイクル目の降温時の非弾性解析結果と一致している。実測結果は熱サイクルが51回負荷されてクリープが進行した後なので解析値よりも大きい残留応力になっている。弾性解析結果と残留応力分布より、熱サイクル試験の高温保持時の2¼Cr-1Mo鋼側の応力は十分に緩和していたと推定される。1サイクル目の弾性解析結果に基づいて算出される応力強さ S_e (15式参照)でクリープ損傷を評価するのは合理的でないことがわかる。

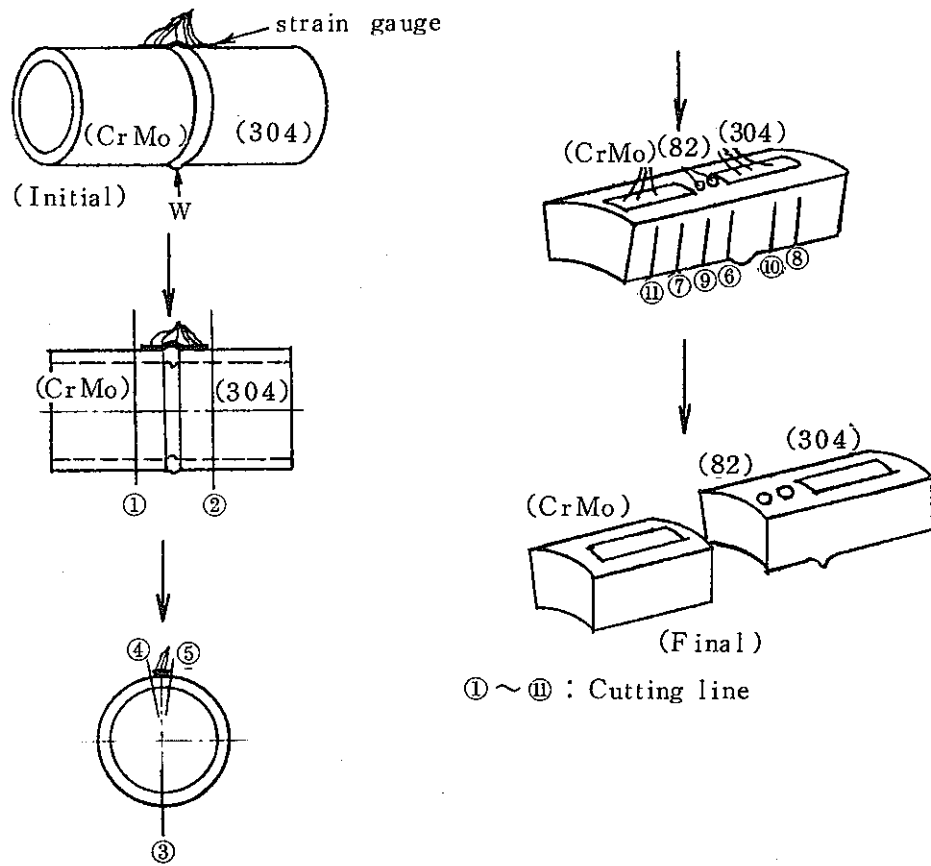
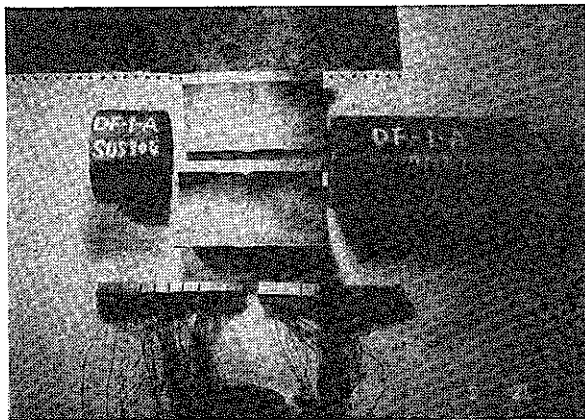
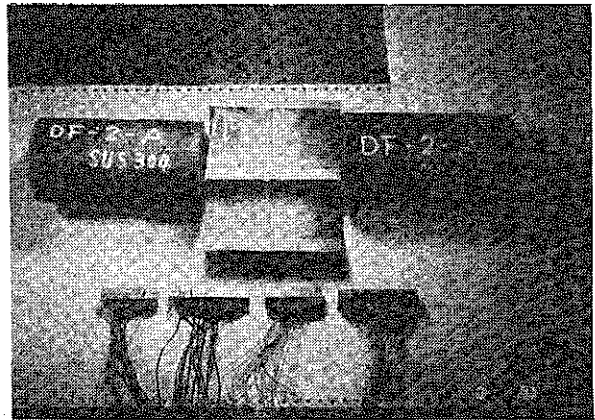


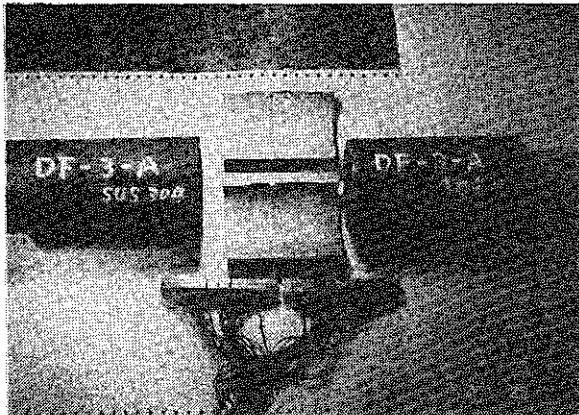
Fig. 20 Cutting procedure of a specimen



DF-1-B

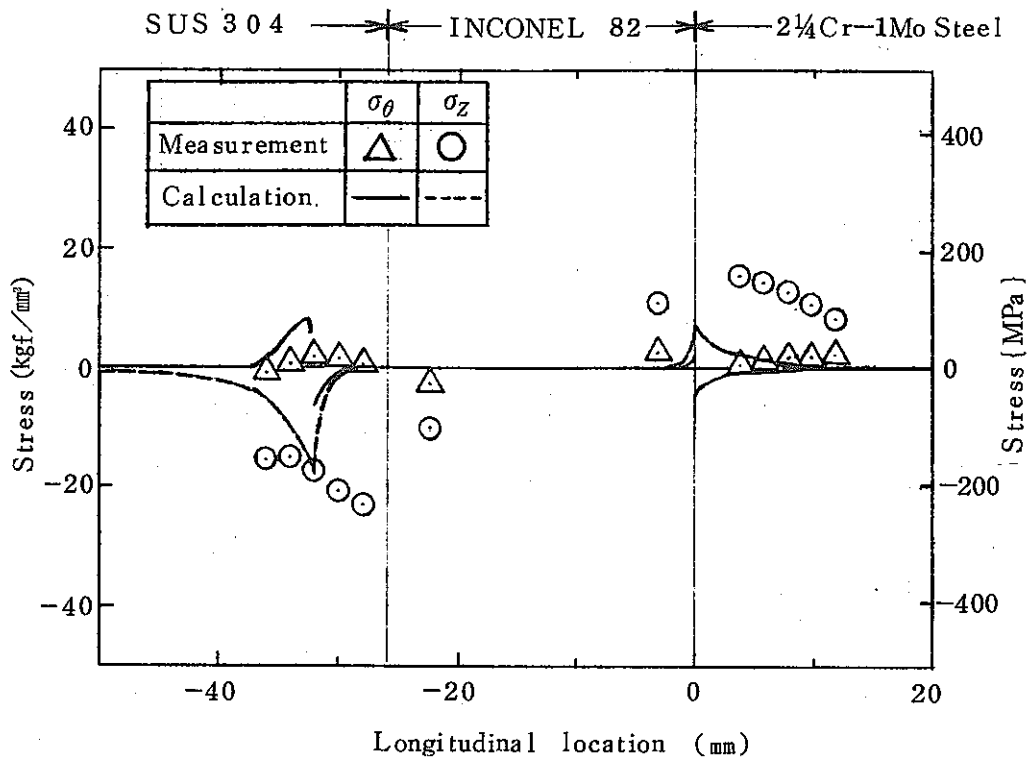


DF-2-B'

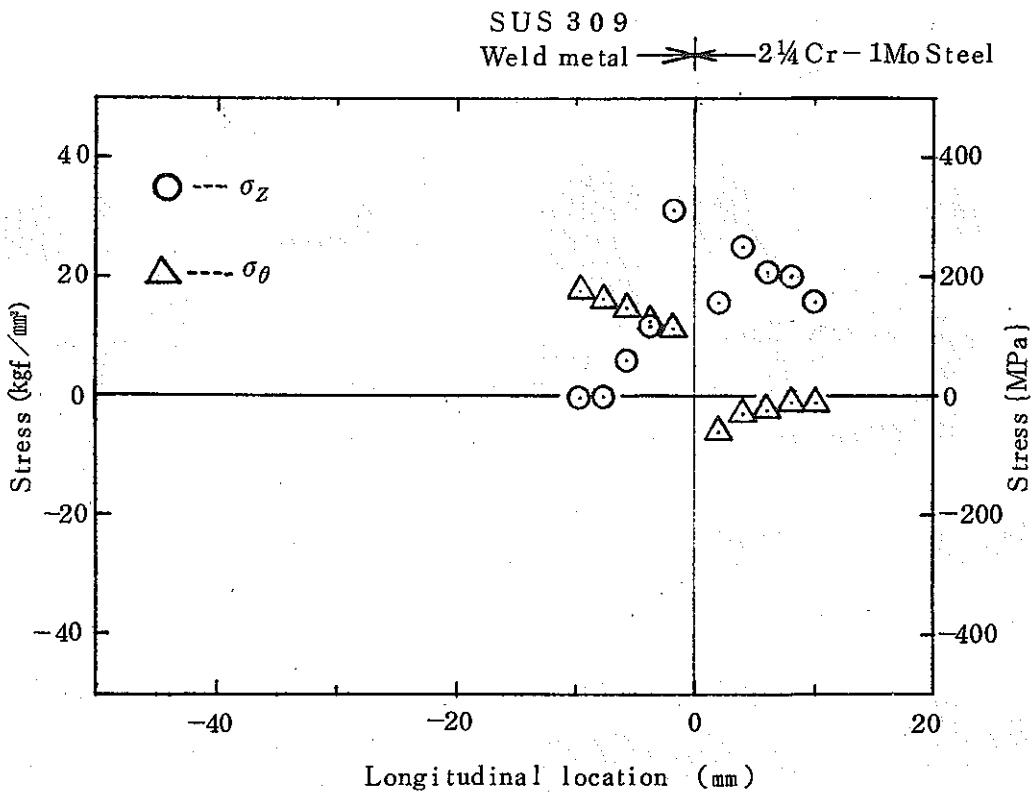


DF-3-B

Fig 21 Specimens cut for measurement of residual stress



(a) DF-2B specimen



(b) DF-3B Specimen

Fig. 22 Distributions of residual stresses on the outer surfaces of dissimilar metal Welded joints

2.5.8 各種試験結果のまとめ 以上述べた各種試験及び観察の結果をまとめると次のとおりである。

- (1) 熱サイクル負荷により引張強度特性が若干低下するが、「もんじゅ」相当の温度条件ならば低下量は微小で、室温における JIS 基準及び 470℃における高温構造設計基準の設計引張強さ (S_u) を上回る強度を確保した。
- (2) 2¼Cr-1Mo 鋼側のボンド部の衝撃値は熱サイクル負荷により低下する。その1つの原因として高温使用中の炭素移動が考えられる。
- (3) 2¼Cr-1Mo 鋼から INCONEL 82 あるいは SUS 309 への炭素移動は最高温度が 650℃の場合は無視できない。炭素移動により境界近傍の INCONEL 82 あるいは SUS 309 側が硬化する。ただし、「もんじゅ」相当の温度条件では有意の炭素移動は認められない。
- (4) マクロ・ミクロ組織観察によっても供試体に熱サイクル試験によるき裂あるいはボイドの発生は認められなかった。
- (5) 残留応力計測結果より、熱サイクル試験の高温保持中の 2¼Cr-1Mo 鋼側境界の応力は十分に緩和していたと思われる。高温構造設計方針のクリープ損傷評価に関する一般規定は 2 次応力の緩和を適切に考慮するように合理化をはかるのが望ましい。

3. 異材継手の応力解析

3.1 解析の目的

第 2 章で熱サイクル試験に関連した供試体の応力解析について述べたが、異材継手に生じる応力及びひずみは種々のパラメータに影響されて変動する。プラント運転中に異材継手に生じるクリープ疲労損傷を適切に評価するためには、まず異材継手部の応力分布の特徴、形状パラメータの影響などを把握する必要がある。ここでは、高速原型炉「もんじゅ」の二次冷却系配管 (22B-9.5t) を解析対象として取り上げ、一様昇温条件及び熱過渡条件に対する弾性応力解析と一様昇降温サイクルに対する非弾性応力解析を実施し、以下の項目を検討する。

- (1) 高ニッケル合金のバタリングの応力軽減効果、バタリング材料としての INCONEL 82 と Alloy 800H の比較検討
- (2) バタリング厚さ及び溶接開先角度の影響
- (3) 溶接余盛形状の影響

- (4) 解析結果に基づく異材継手部の応力指数の算出式
- (5) 一様昇降温サイクルによって異材継手に生じるひずみ範囲及びクリープ疲労損傷の分布状況
- (6) 弾性解析に基づいて評価されるクリープ疲労損傷と非弾性解析より求まるクリープ疲労損傷の比較

3.2 解析プログラム

解析で用いたプログラムは非弾性構造解析プログラム“SATEPIC”及び高温構造設計方針にしたがったクリープ疲労損傷評価プログラム“POST”で、いずれも日立造船^(株)で作成されたものである。SATEPICは4節点四辺形アイソパラメトリック要素を用いており、非弾性構成式としては塑性に対してPragerの移動硬化則、クリープに対してひずみ硬化則を採用している。応力反転時のクリープ解析はORNL推奨の方法によっている。

SATEPICは円筒の熱ラッチェイニング問題で汎用非弾性構造解析プログラムMARC他とよく一致する解が得られており、十分に検証されたプログラムである。POSTについても妥当な評価結果が得られることを前述の予備解析で検証した。

3.3 解析条件

- (1) モデル形状 「もんじゅ」の2次冷却系配管を想定し、下記の寸法とした。

内径 = 539.8 mm, 外径 = 558.8 mm, 肉厚 = 9.5 mm

長さ = 1400 mm (弾性解析), 600 mm (非弾性解析)

ただし、内面側のバタリング部中央を管長さの midpoint と一致させた。異材継手の形状パラメータは以下の範囲で変化させた。

バタリング厚さ (ℓ) : 0 ~ 150 mm

開先角度 (θ) : 0 ~ 82.5 度

余盛高さ (h) : 0.5 ~ 1.5 mm

余盛止端部曲率半径, 内面側 (ρ_i) : 0.2 ~ 1.5 mm

外面側 (ρ_o) : 1.0 ~ 5.5 mm

モデルの模式図を Fig. 23 に示す。

- (2) 荷重及び境界条件 熱荷重のみを考える。温度条件は次のとおりである。

一様昇降温の場合

弾性解析 : 50℃ → 550℃

非弾性解析：50℃ ⇄ 550℃

550℃で24時間保持，2サイクル

熱過渡の場合

550℃ → 350℃ 100℃/s のコールドショック

熱伝達率，内面側： $3.6 \times 10^3 \text{ kcal}/(\text{m}^2 \cdot \text{h} \cdot \text{c})$ { $4.19 \times 10^3 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{k})$ }

外面側：断熱

境界条件は Fig 23 に示すように、モデルの両端で R-Z 面内の回転が拘束され、半径方向変形及び軸方向伸びは拘束されない。モデルの長さは $\sqrt{(\text{管径}) \times (\text{肉厚})}$ (約 70 mm) に比べて十分大きいので両端回転拘束条件の継手部応力分布への影響は微小である。

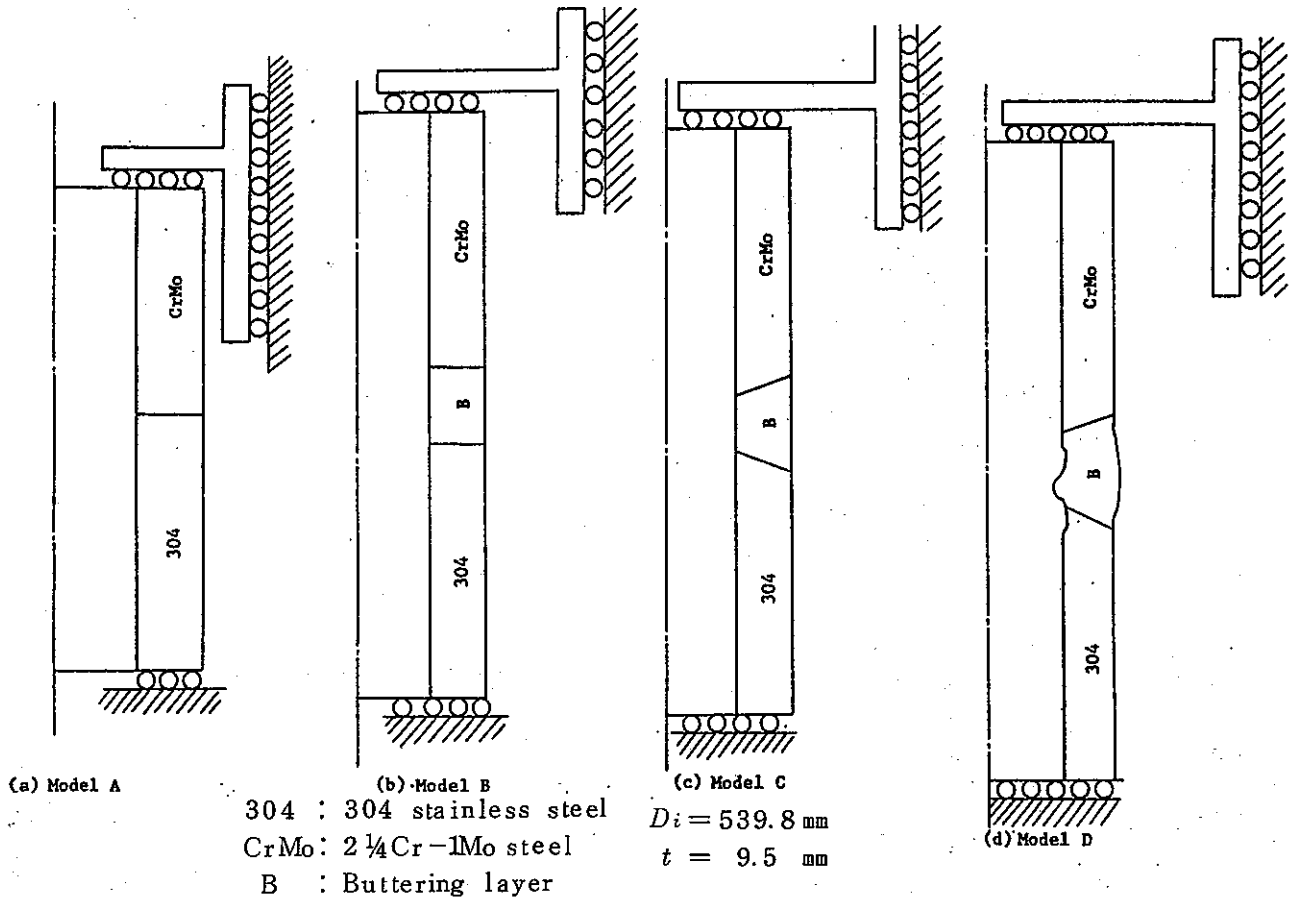


Fig. 23 Models of transition welded joints for stress analysis

(3) 要素分割 板厚方向の要素数は16で、要素厚さは内外表面から順に0.1 mm, 0.15 mm, 0.3 mm, 0.5 mm……である。長手方向の要素数は弾性解析の場合74~126, 非弾性解析の場合30~44で、要素厚さは開先形状により若干異なるが、バターリング厚さ20 mm, 開先角度0度の場合を例にとると境界から順に0.05 mm, 0.05 mm, 0.075 mm, 0.1 mm, 0.15 mm, 0.2 mm……となっている。

後述するように、異種材料境界付近では応力分布が急激に変化し、特に表面近傍でそれが著しい。材料境界と内外表面の近傍の要素分割を細かくすることによりこれらの区域の応力分布が精度よく計算される。

(4) 材料定数 熱過渡温度解析及び応力解析で用いた各材料の物理定数を Table 13, 14 にそれぞれ示す。弾性応力解析では 450℃における値を用い、非弾性解析では材料定数の温度依存性を考慮した。弾塑性応力-ひずみ関係は Table 14 で示した降伏応力を有する = 直線近似式で表わし Mises の降伏条件及び関連流れ則, Prager の移動硬化則を適用した。クリープひずみ式は高温構造設計方針解説⁽¹⁾に記載されたものを用い、応力反転を考慮したひずみ硬化則を適用した。Appendix A にクリープひずみ式の詳細を示す。

Table 13 Material constants for thermal analysis^{(2) (3)}

Material	Temperature (℃)	Thermal conductivity kcal/(m·h·°C){W/(m·K)}	Specific heat kcal/(kg·°C){kJ/(kg·K)}	Specific weight (kg/m ³)
SUS 304	350	16.3 { 19.0 }	0.131 { 0.548 }	7.88×10 ³
	400	16.9 { 19.7 }	0.132 { 0.553 }	7.86
	450	17.5 { 20.3 }	0.133 { 0.557 }	7.83
	500	18.1 { 21.0 }	0.134 { 0.561 }	7.81
	550	18.6 { 21.7 }	0.136 { 0.569 }	7.79
STBA 24	350	27.3 { 31.7 }	0.135 { 0.565 }	7.70×10 ³
	400	27.1 { 31.6 }	0.141 { 0.590 }	7.70
	450	27.0 { 31.4 }	0.149 { 0.624 }	7.67
	500	26.9 { 31.3 }	0.157 { 0.657 }	7.67
	550	26.7 { 31.1 }	0.165 { 0.691 }	7.64
INCONEL 82	350	15.7 { 18.3 }	0.115 { 0.481 }	8.13×10 ³
	400	16.2 { 18.8 }	0.115 { 0.481 }	8.11
	450	16.2 { 18.8 }	0.115 { 0.481 }	8.09
	500	16.2 { 18.9 }	0.113 { 0.473 }	8.08
	550	17.6 { 20.5 }	0.127 { 0.532 }	8.07

Table 14 Material constants for stress analysis

(a) SUS 304⁽²⁾⁽³⁾

Temperature (°C)	Modulus of elasticity kgf/mm ² {NM/m ² }	Poisson's ratio	Mean thermal expansion coefficient (1/°C)	Yield stress kgf/mm ² {MPa}	Work hardening coefficient kgf/mm ² {MPa}
40	1.98×10 ⁴ {1.94×10 ⁵ }	0.300	1.538×10 ⁻⁵	21.00 {205.8}	473.3 {4.638×10 ³ }
75	1.96 {1.92}	0.300	1.563	21.00 {205.8}	464.6 {4.553}
100	1.94 {1.90}	0.300	1.582	21.00 {205.8}	458.3 {4.491}
150	1.90 {1.86}	0.300	1.618	21.00 {205.8}	445.8 {4.369}
200	1.87 {1.83}	0.300	1.654	19.80 {194.0}	433.3 {4.246}
225	1.86 {1.82}	0.300	1.672	19.20 {188.2}	427.1 {4.186}
250	1.84 {1.80}	0.300	1.688	18.60 {182.3}	420.8 {4.124}
275	1.82 {1.78}	0.300	1.704	18.00 {176.4}	414.6 {4.063}
300	1.80 {1.76}	0.300	1.720	17.55 {172.0}	408.3 {4.001}
325	1.78 {1.74}	0.300	1.734	17.25 {169.1}	402.1 {3.941}
350	1.76 {1.72}	0.300	1.747	16.95 {166.1}	395.8 {3.879}
375	1.74 {1.71}	0.300	1.758	16.65 {163.2}	389.6 {3.818}
400	1.72 {1.69}	0.300	1.769	16.35 {160.2}	383.3 {3.756}
425	1.70 {1.67}	0.300	1.778	15.90 {155.8}	377.1 {3.696}
450	1.67 {1.64}	0.300	1.789	15.60 {152.9}	370.9 {3.635}
475	1.64 {1.61}	0.301	1.800	15.30 {149.9}	364.8 {3.575}
500	1.62 {1.59}	0.302	1.812	15.00 {147.0}	358.6 {3.514}
525	1.59 {1.56}	0.304	1.823	14.85 {145.5}	352.6 {3.455}
550	1.57 {1.54}	0.306	1.833	14.55 {142.6}	346.5 {3.396}
575	1.54 {1.51}	0.308	1.844	14.25 {139.7}	340.6 {3.338}

(b) 2 ¼ Cr-1Mo steel (STBA 24) (12)(13)

Temperature (°C)	Modulus of elasticity kgf/mm ² {MN/m ² }	Poisson's ratio	Mean thermal expansion coefficient (1/°C)	Yield stress kgf/mm ² {MPa}	Work hardening coefficient kgf/mm ² {MPa}
40	2.09×10 ⁴ {2.05×10 ⁵ }	0.300	1.172×10 ⁻⁵	21.00 {205.8}	1041.9 {10.211×10 ³ }
75	2.08 {2.04}	0.300	1.194	19.05 {186.7}	1031.0 {10.104}
100	2.07 {2.03}	0.300	1.210	19.05 {186.7}	1023.1 {10.026}
150	2.04 {2.00}	0.300	1.243	18.90 {185.2}	1007.4 {9.873}
200	2.01 {1.97}	0.300	1.270	18.60 {182.3}	991.7 {9.719}
225	2.00 {1.96}	0.300	1.283	18.60 {182.3}	983.9 {9.642}
250	1.98 {1.94}	0.300	1.296	18.60 {182.3}	976.0 {9.565}
275	1.96 {1.92}	0.300	1.309	18.60 {182.3}	968.2 {9.488}
300	1.94 {1.90}	0.300	1.321	18.60 {182.3}	960.3 {9.411}
325	1.92 {1.88}	0.300	1.332	18.60 {182.3}	952.5 {9.335}
350	1.89 {1.85}	0.300	1.342	18.60 {182.3}	944.6 {9.257}
375	1.86 {1.82}	0.300	1.353	18.60 {182.3}	936.8 {9.181}
400	1.84 {1.80}	0.300	1.361	18.60 {182.3}	928.9 {9.103}
425	1.81 {1.77}	0.300	1.371	18.60 {182.3}	921.1 {9.027}
450	1.77 {1.73}	0.300	1.381	18.15 {177.9}	913.2 {8.949}
475	1.74 {1.71}	0.300	1.389	17.70 {173.5}	829.5 {8.129}
500	1.70 {1.67}	0.300	1.397	17.25 {169.1}	745.7 {7.308}
525	1.65 {1.62}	0.300	1.405	16.35 {160.2}	733.4 {7.187}
550	1.58 {1.55}	0.300	1.411	15.30 {149.9}	721.0 {7.066}
575	1.51 {1.48}	0.300	1.417	14.10 {138.2}	708.7 {6.945}

(c) INCONEL 82⁽¹⁵⁾

Temperature (°C)	Modulus of elasticity kgf/mm ² {MN/m ² }	Poisson's ratio	Mean thermal expansion coefficient (1/°C)	Yield stress kgf/mm ² {MPa}	Work hardening coefficient kgf/mm ² {MPa}
40	1.58×10 ⁴ {1.55×10 ⁵ }	0.300	1.205×10 ⁻⁵	39.04 {382.6}	345.6 {3.387×10 ³ }
75	1.56 {1.53}	0.300	1.240	38.55 {377.8}	344.8 {3.379}
100	1.54 {1.51}	0.300	1.265	38.20 {374.4}	344.2 {3.373}
150	1.52 {1.49}	0.300	1.315	37.50 {367.5}	343.0 {3.361}
200	1.49 {1.46}	0.300	1.365	36.80 {360.6}	341.7 {3.349}
225	1.47 {1.44}	0.300	1.378	36.45 {357.2}	341.1 {3.343}
250	1.46 {1.43}	0.300	1.390	36.10 {353.8}	340.5 {3.337}
275	1.445 {1.42}	0.300	1.403	35.80 {350.8}	340.0 {3.332}
300	1.43 {1.40}	0.300	1.415	35.49 {347.8}	339.5 {3.327}
325	1.42 {1.39}	0.300	1.430	35.19 {344.9}	339.0 {3.322}
350	1.41 {1.38}	0.300	1.445	34.88 {341.8}	338.4 {3.316}
375	1.395 {1.37}	0.300	1.460	34.58 {338.9}	337.9 {3.311}
400	1.38 {1.35}	0.300	1.475	34.27 {335.8}	337.4 {3.307}
425	1.37 {1.34}	0.300	1.481	33.96 {332.8}	336.9 {3.302}
450	1.36 {1.33}	0.300	1.488	33.65 {329.8}	336.3 {3.296}
475	1.35 {1.32}	0.300	1.494	33.35 {326.8}	335.8 {3.291}
500	1.34 {1.31}	0.300	1.500	33.04 {323.8}	335.3 {3.286}
525	1.325 {1.30}	0.300	1.506	32.74 {320.9}	334.8 {3.281}
550	1.31 {1.28}	0.300	1.512	32.43 {317.8}	334.2 {3.275}
575	1.30 {1.27}	0.300	1.518	32.13 {314.9}	333.7 {3.270}

Table 14 (d) Alloy 800H (Only elastic analysis) (10)

Temperature (℃)	Modulus of elasticity kgf/mm ² {MN/m ² }	Poisson's ratio	Thermal expansion coefficient (1/℃)
475	170×10 ⁴ {1.67×10 ⁵ }	0.300	1.672×10 ⁻⁵

3.4 応力解析結果 I (一様昇降温の場合)

3.4.1 弾性解析結果

(1) 解析ケース 解析を実施した継手形状を一覧表にして Table 15 に示す。平滑継手については、バタリングの厚さ及び開先角度をパラメータとした。Aタイプは対称開先、Bタイプは SUS 304 側の開先角度を 22.5 度に固定し 2¼Cr-1Mo 鋼 (以下「STBA 24」と呼ぶ) 側の開先角度を変化させたもの、Eタイプはバタリングなしの継手で開先角度を変化させたものである。Aタイプのうち A-23-20 と A-23-150 についてバタリング材料を Alloy 800H にした解析を行ない、INCONEL 82 のバタリングの場合と比較した。

溶接余盛を考慮した解析では止端部の曲率半径をパラメータとした。WA, WBタイプは角度が 22.5 度の対称開先で、内面側のバタリング厚さがそれぞれ 20mm, 150mm である。WCタイプは SUS 304 側の開先角度が 22.5 度, STBA 24 側が 75 度の非対称開先である。WDタイプはバタリングの代わりに短管を挿入して溶接した継手である。WTタイプは継手の単軸引張り応力集中係数を計算するためのモデルで全体が SUS 304 である。

余盛高さは、熱サイクル試験の供試体の溶接余盛形状の実測結果等を参考として、内面側は 0.5mm, 1.0mm, 1.5mm の 3 ケース, 外面側は溶接後の整形が可能であるので 0.7mm 1 ケースのみとした。余盛止端部の曲率半径は、内面側については 0.2 ~ 1.5mm の範囲で変化させ、外面側は 1.0mm, 5.5mm の 2 ケースとした。

なお、余盛形状は Fig. 24 に示すように互いに接する 2 つの円で近似されており、不連続に形状が変化する箇所はない。

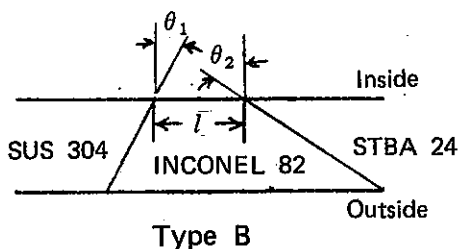
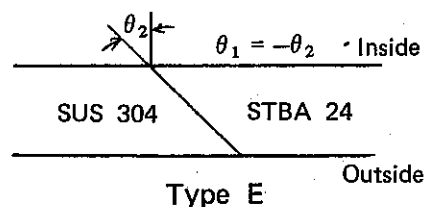
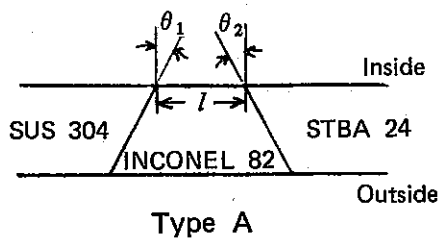
(2) 材料境界付近の応力分布及び変形 材料境界付近の応力分布及び変形を最も基本的な継手形状である A-0-0 について検討する。Fig. 25(a)~(e) に各応力成分の等応力線図を、Fig. 26 に材料境界に沿った応力分布を、Fig. 27 に内外表面に沿った応力分布を示す。

Fig. 26 に示した応力は境界に沿った要素中心での値、すなわち境界から 0.025mm の位置での応力値である。Fig. 27 の応力も表面の要素の中心、すなわち表面から 0.05mm での値であ

Table 15 Analysis cases of dissimilar metal welded joints

(a) Flushed joint

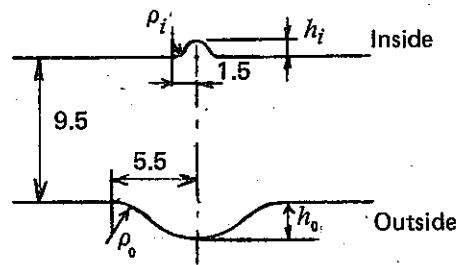
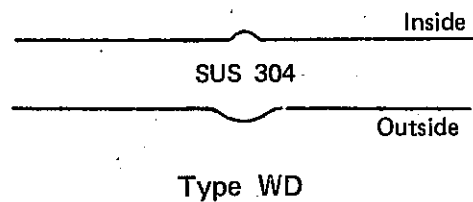
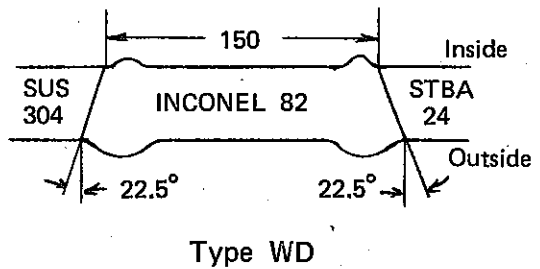
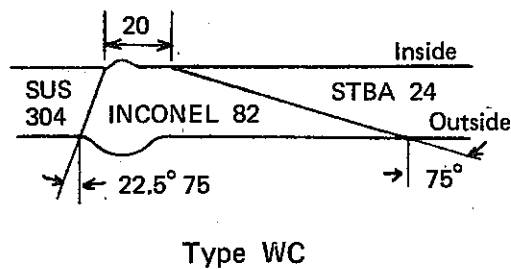
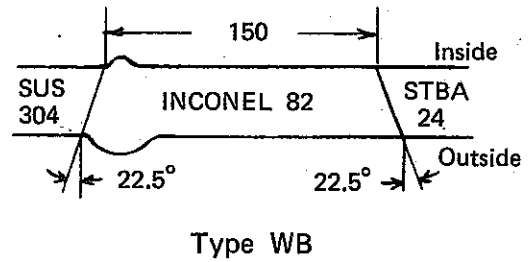
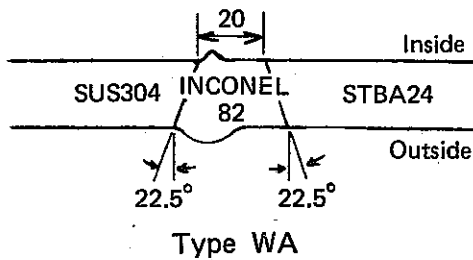
	Groove angle(deg)		Thickness of buttering l (mm)											
	θ_1	θ_2	0	5	10	15	20	30	40	60	80	100	120	150
Symmetric joint (A)	0	0	A-0-0	A-0-5	A-0-10	A-0-15	A-0-20	A-0-30	A-0-40	A-0-60	A-0-80	A-0-100	A-0-120	A-0-150
	5	5		A-5-5			A-5-20							A-5-150
	10	10		A-10-5			A-10-20							A-10-150
	15	15		A-15-5			A-15-20							A-15-150
	22.5	22.5		A-23-5	A-23-10	A-23-15	A-23-20	A-23-30	A-23-40	A-23-60	A-23-80	A-23-100	A-23-100	A-23-150
	30	30		A-30-5			A-30-20							A-30-150
	45	45		A-45-5			A-45-20							A-45-150
	60	60		A-60-5			A-60-20							A-60-150
	75	75		A-75-5			A-75-20							A-75-150
	82.5	82.5		A-83-5	A-83-10	A-83-15	B-83-20	A-83-30	A-83-40	A-83-60	A-83-80	A-83-100	A-83-120	A-83-150
Asymmetric joint (B)		30		B-30-5			B-30-20							B-30-150
		45		B-45-5			B-45-20							B-45-150
	22.5	60		B-60-5			B-60-20							B-60-150
		75		B-75-5			B-75-20							B-75-150
		82.5		B-83-5			B-83-20							B-83-150
Antisymmetric joint (E)	-5	5	E-5-0											
	-10	10	E-10-0											
	-15	15	E-15-0											
	-22.5	22.5	E-23-0											
	-30	30	E-30-0											
	-45	45	E-45-0											
	-60	60	E-60-0											
	-75	75	E-75-0											



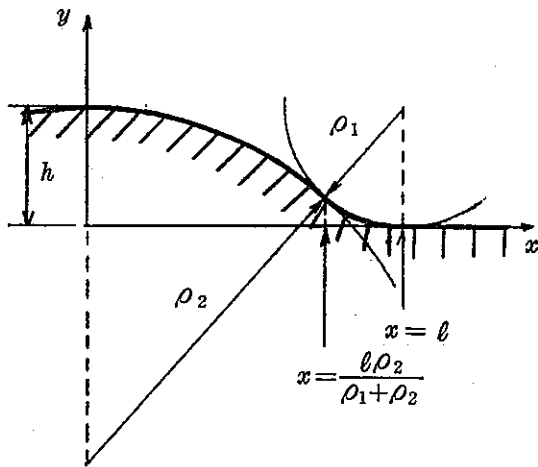
* Analyses of the joints, A-23-20 and A-23-150, with alloy 800H buttering are also performed.

(b) As-welded joint

		WA			WB	WC	WD	WT
ρ_i	ρ_o	$h_i=0.5$	$h_i=1.0$	$h_i=1.5$	$h_i=1.0$			
0.2	1.0		WA-2-1					WT-1
0.4			WA-2-2					
0.7			WA-2-3					
1.0			WA-2-4					
1.5			WA-2-5					
0.2		2.0		WA-2-6				
0.4	2.0							WT-2
0.2	3.5		WA-2-7					
0.7	3.5							WT-3
0.2	5.5	WA-1-1	WA-2-8	WA-3-1	WB-1	WC-1	WD-1	
0.4		WA-1-2	WA-2-9	WA-3-2	WB-2	WC-2	WD-2	
0.7		WA-1-3	WA-2-10	WA-3-3	WB-3	WC-3	WD-3	
1.0		WA-1-4	WA-2-11	WA-3-4	WB-4	WC-4	WD-4	WT-4
1.5		WA-1-5	WA-2-12	WA-3-5	WB-5	WC-5	WD-5	WT-5



h_i, h_o : Height of weld bead
 ρ_i, ρ_o : Radius of root
 Shape of weld bead



Equation of a joint contour
is as follows.

$$0 \leq x \leq \frac{l\rho_2}{\rho_1 + \rho_2}$$

$$y = \sqrt{\rho_2^2 - x^2} - \sqrt{(\rho_1 + \rho_2)^2 - l^2} + \rho_1$$

$$\frac{l\rho_2}{\rho_1 + \rho_2} \leq x \leq l$$

$$y = \sqrt{\rho_1^2 - (x - l)^2} + \rho_1$$

Bead height h is as follows.

$$h = \rho_1 + \rho_2 - \sqrt{(\rho_1 + \rho_2)^2 - l^2} \leq l$$

Fig. 24 Model of weld bead

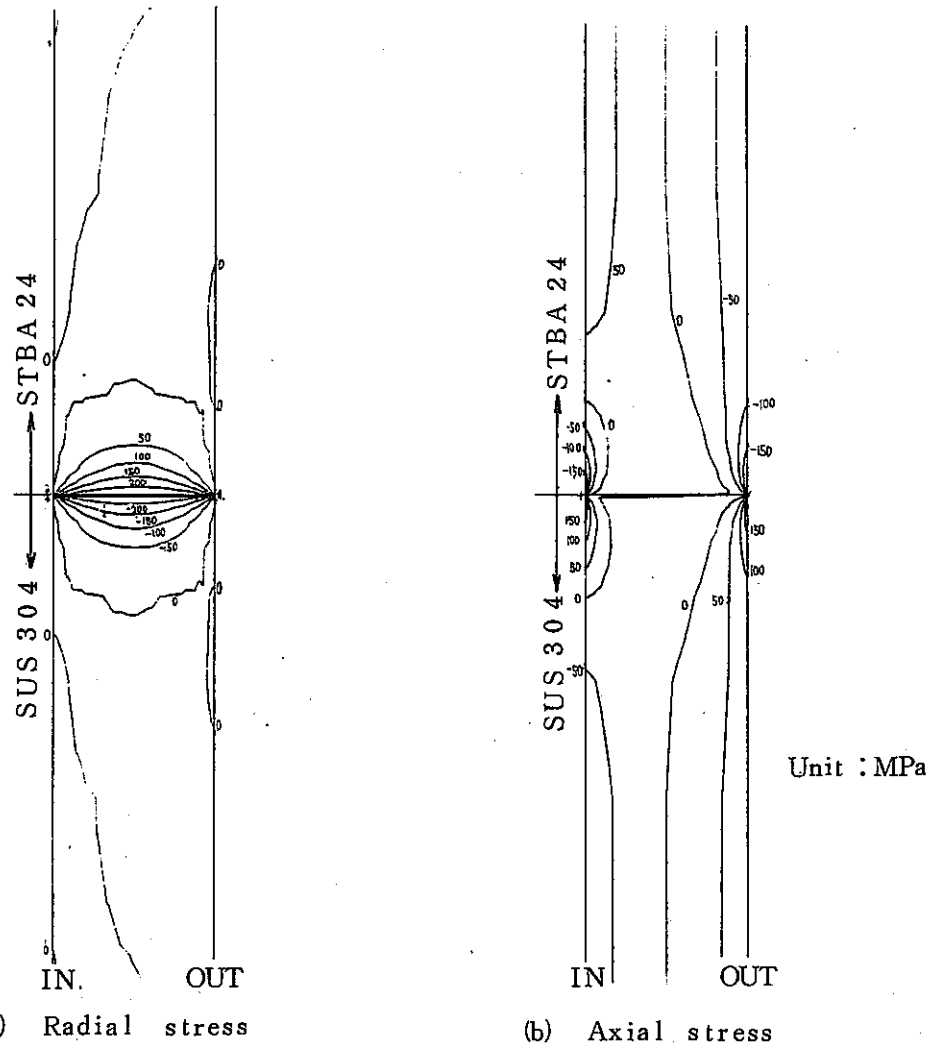
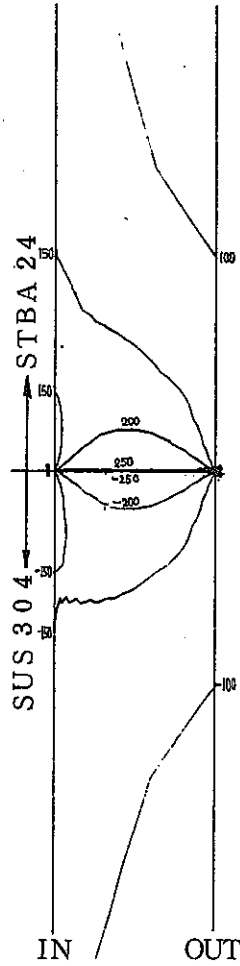
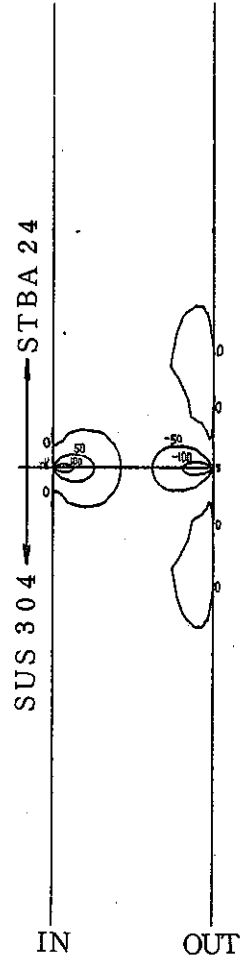


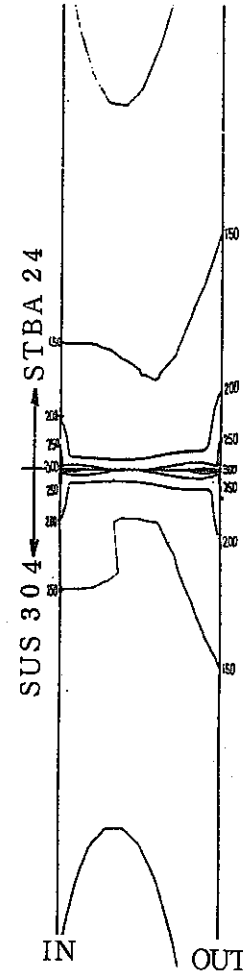
Fig. 25 Iso-stress curve of A-0-0 joint under uniform heatup from
50 °C to 550 °C



(c) Circumferential stress



(d) Shear stress



(e) Mises' equivalent stress

Unit : MPa

る。Fig. 25 (a)の半径方向応力 (σ_r) が表面でゼロになっていないようにみえるのはこのため
で、表面に応力分布を外挿すればゼロになる。Fig. 28には境界付近の変形図を示す。ここで
は材料境界の壁厚中央の位置が昇温前後で一致するように変形図を平行移動している。

Fig. 25より、異材継手を50℃から550℃に一樣に昇温したとき、半径方向応力 (σ_r) 及
びせん断応力 (τ_{rz}) が境界のごく近傍にのみ生じるのに対し、軸方向応力 (σ_z) 及び円周方向
応力 (σ_θ) は境界からある程度離れたところまで分布している。Fig. 28の変形図は、SUS
304とSTBA24の半径方向熱膨張変位の違いによって継手の全体的変形の他に材料境界の
内外表面付近に局所的な変形が生じることを示している。 σ_z は曲げ成分が大きく、一方 σ_θ は
膜成分が支配的である。 σ_r と σ_θ はSUS304側とSTBA24側で符号が逆転しており、壁
厚中央で境界をはさんだ両側の応力の絶対値はほぼ等しい。境界に近い表面付近で、 σ_z が局
所的に大きな値になり、かなり大きいせん断応力が生じているのは、上述した材料境界付近の
局所変形が原因である。この変形は、自由熱膨張変位の異なるSUS304とSTBA24が一
体として変形する結果、変位のくい違いの補償が材料境界に沿った表面付近で集中してなされ
る結果として生じる。材料境界に沿って σ_r と τ_{rz} は表面のごく近傍まで大きな値を有し表面
で一気にゼロになる。Mises等価応力 ($\bar{\sigma}$) が境界に沿った内外表面から少し内部に入ったと

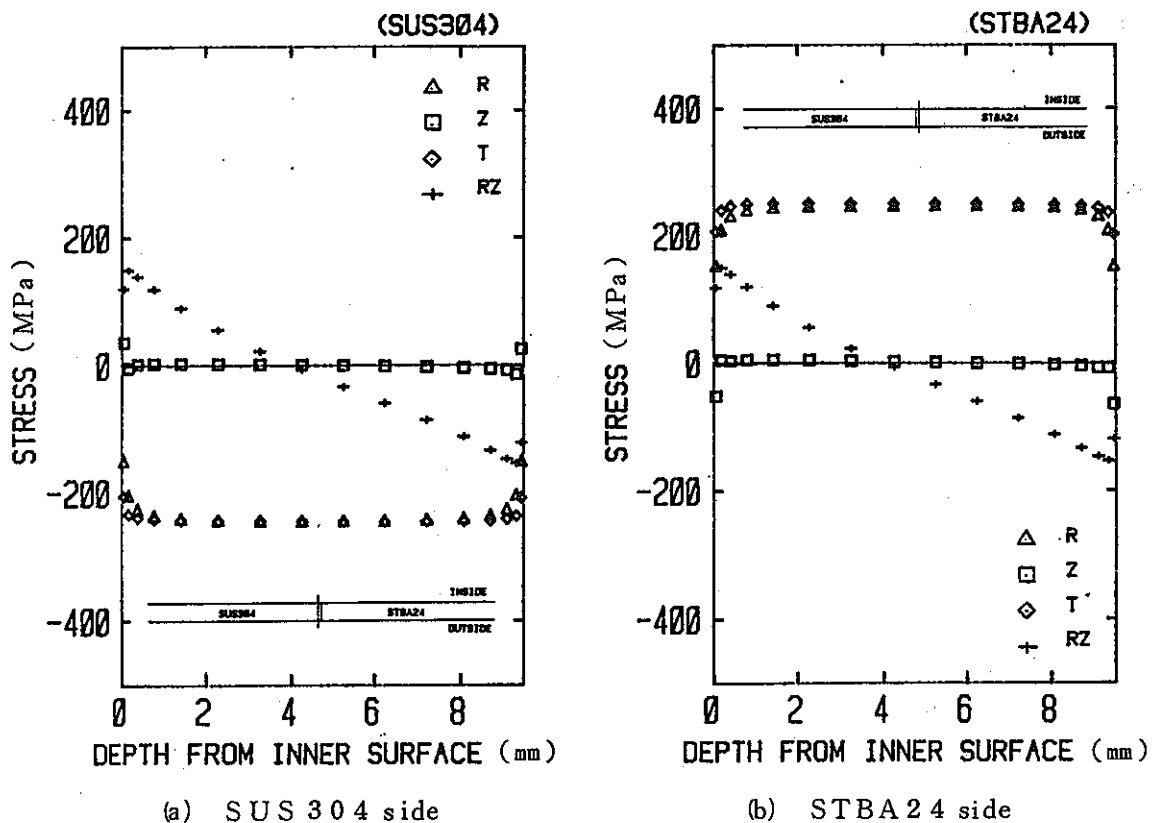
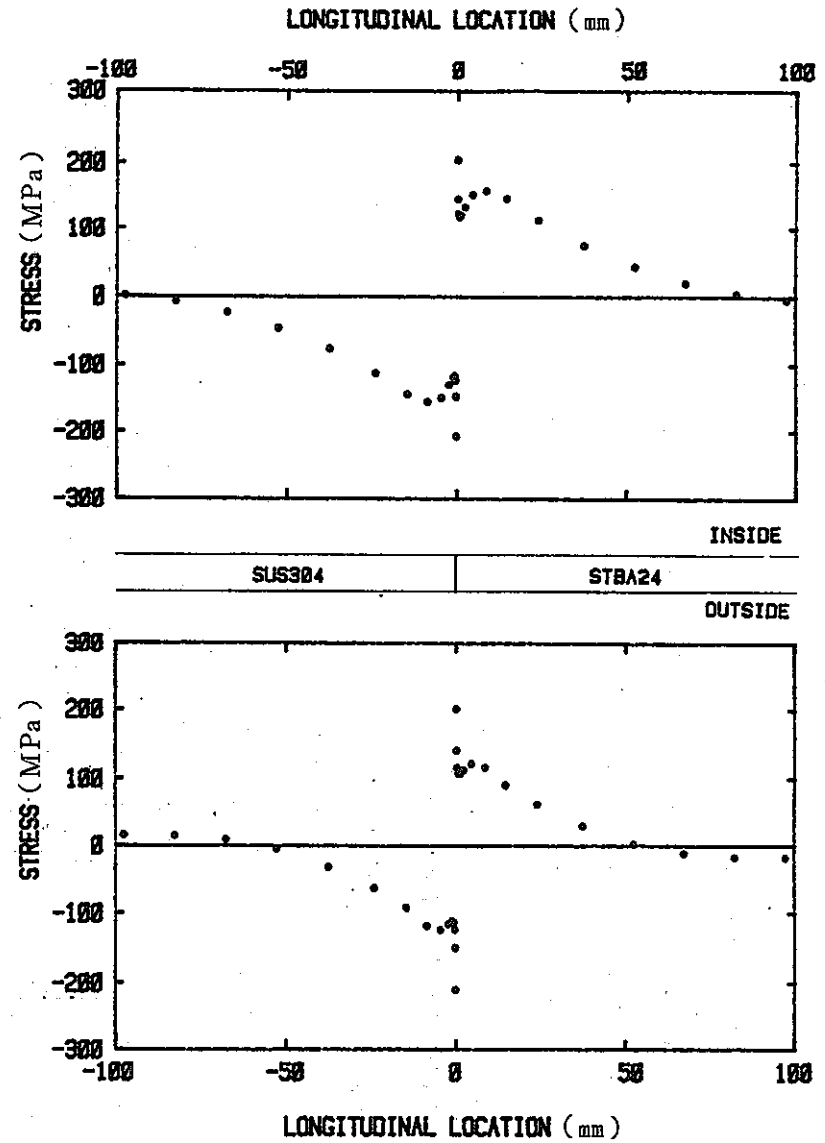
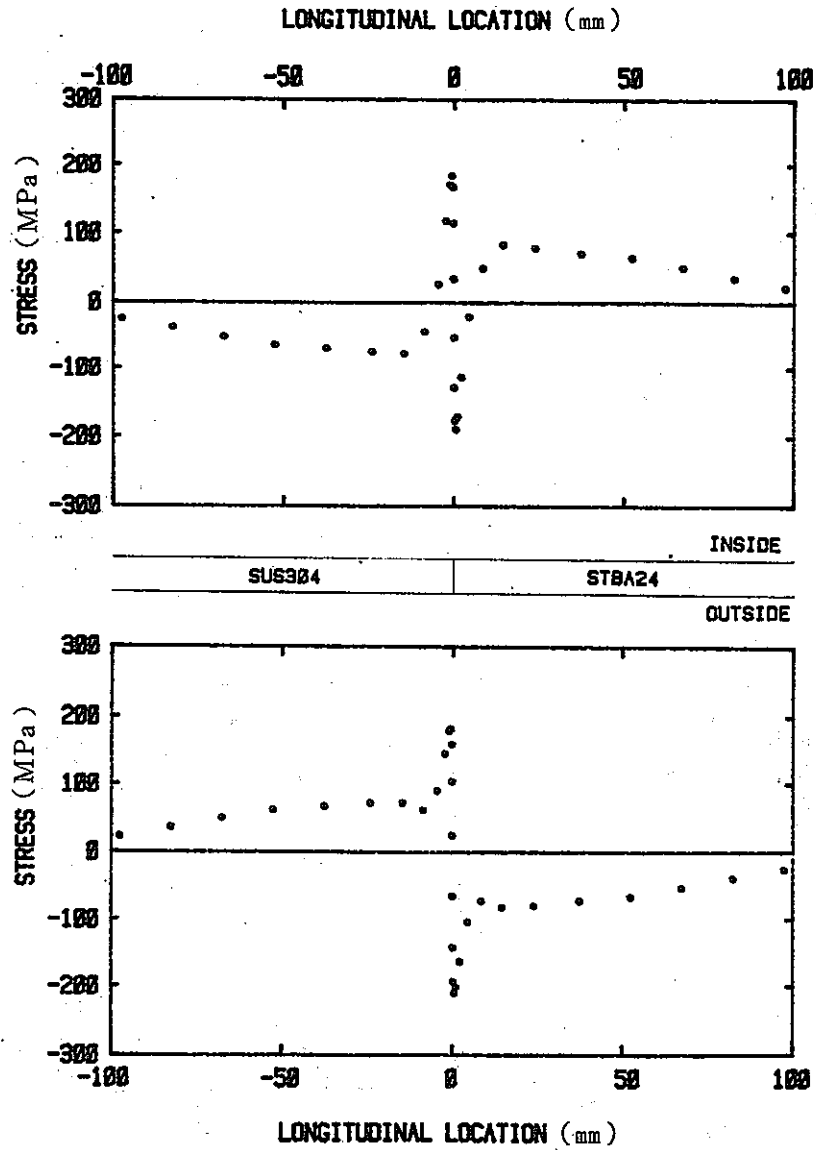


Fig. 26 Stress distribution in wall thickness along material boundary (case : A-0-0)



(a) Longitudinal stress on the surface

(b) Circumferential stress on the surface

Fig. 27 Stress distribution on the surface (Case : A-0-0)

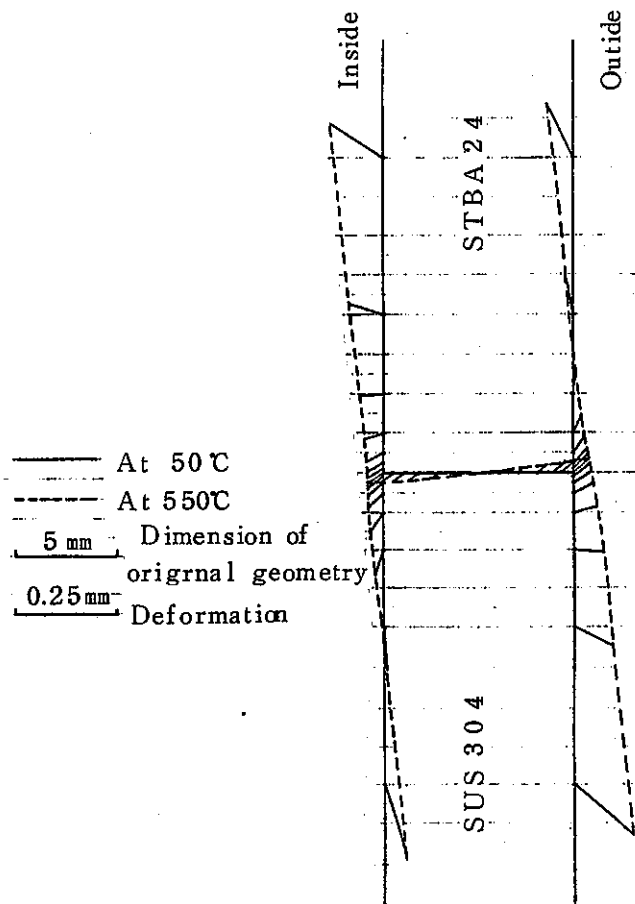


Fig. 28 Deformation of A-0-0 joint under uniform heatup from 50°C to 550°C

ところでピークを生じているのは上述の σ_r と τ_{rz} の分布のためである。 $\bar{\sigma}$ は境界に沿った壁厚全体で大きい、最大値は外面近傍で生じている。これは外面側で σ_z と σ_θ が異符号になるのが主因である。境界から離れたところでは $\bar{\sigma}$ は $|\sigma_\theta - \sigma_z|$ に事実上支配されている。

(3) クリープ疲労損傷 高温構造設計方針の弾性解析による場合の一般規定にしたがって一様昇降温熱サイクルによって異材継手に生じるクリープ疲労損傷を計算した。荷重条件は、50°Cから550°Cまで一様に昇温し、550°Cで24時間保持した後、50°Cまで一様に降温する熱サイクルを200回繰り返すものである。なお、1次荷重がかからないので「長期1次応力が低い場合」の規定で評価することも検討したが、2¼Cr-1Mo鋼の緩和クリープ損傷の算出法が与えられていないので一般規定にしたがった。

Table 16にA-0-0継手についてのクリープ疲労損傷の計算結果を示す。評価ラインは境界に隣接するSUS304側及びSTBA24側の要素列で、損傷値は内外表面で評価されたものである。(8) 応力集中係数は、内面側については熱過渡試験で用いた供試体の異材継手の結果を参考にして $K=K_T=1.3$ とし、外面側は余盛形状の整形が可能であることを考え $K=K_T=1.0$ とした。2¼Cr-1Mo鋼のピーク応力に伴うクリープ損傷 D_{cp} の計算法が高温構造設計方針に示されていないので、STBA24側では $D_{cp}=0.0$ とした。Table 16より、STBA

Table 16 Creep fatigue damage (A-0-0)

		ϵ_n	ϵ_t	D_f	D_{CN}	D_{CP}	$D_c = D_{CN} + D_{CP}$	$D = D_f + D_c$
SUS 304	Inside	0.002120	0.003469	0.2795	7.875	0.4682	8.344	8.623
	Outside	0.002301	0.002301	0.04730	7.875	0.1289	8.004	8.052
STBA 24	Inside	0.002087	0.003378	2.466	1903	—	1903	1905
	Outside	0.002344	0.002344	0.5328	1903	—	1903	1903

Where ϵ_n : Nominal strain range

ϵ_t : Strain range

D_f : Fatigue damage

D_{CN} : Creep damage due to primary and secondary stress

D_{CP} : Creep damage due to peak stress

D_c : Creep damage, $D_{CN} + D_{CP}$

D : Creep fatigue damage, $D_f + D_c$

24のクリープ損傷(D_c)が非常に大きいこと、SUS304、STBA24とも $D_c \gg D_f$ であり、SUS304では $D_{CN} \gg D_{CP}$ であることがわかる。ここで、 D_f は疲労損傷、 D_{CN} は1次+2次応力に伴うクリープ損傷である。STBA24はSUS304に比べてクリープ強度が低く、550℃は構造材料として使用可能な温度の事実上の上限である。しかも、 D_{CN} が1次+2次応力の緩和を考慮せずに評価され、A-0-0の場合、設計降伏点 S_y の1.25倍の応力強さが高温保持中ずっと維持されているとされるので非常に大きくなる。これに対して D_{CP} の算出式はピーク応力の緩和挙動を非弾性解析して求めたクリープ損傷に基づいて提案されたものなのでかなり合理化されている。その結果、算出される損傷値は $D_{CN} \gg D_{CP}$ となる。すなわち余盛形状のような表面付近の応力分布のみに影響する因子は弾性解析に基づくクリープ損傷の評価値にあまり影響しない。

異材継手の一様昇降温熱サイクルは片振りであり、クリープがなければシェイクダウンする程度の応力範囲であるので、ひずみ範囲が比較的小さい。したがって200サイクル程度の少ない繰返数では疲労損傷は小さい。

(4) インコネルバタリングの効果 INCONEL 82は熱膨張係数がSTBA24のそれに近いので、SUS304とSTBA24の間にINCONEL 82をはさめば高温強度の低いSTBA24側の境界付近の応力を緩和することができる。はさむ方法としては、STBA24側に

INCONEL 82 を 10~20mm バタリングした後開先加工して INCONEL 82 系溶接棒を用いて最終溶接する方法と、INCONEL 82 の短管を間に挿入して INCONEL 82 と SUS 304 及び INCONEL 82 と STBA 24 を INCONEL 82 系の溶接棒を用いて溶接する方法がある。

Fig 29, 30 に A-0-20 継手の、Fig 31, 32 に A-0-150 継手の境界及び内外表面に沿った応力分布を示す。A-0-150 継手は短管挿入を想定したものである。STBA 24 側の境界での応力がバタリングのない場合に比べて緩和されている。

Fig 33~35 に境界近傍内外表面の Mises 相当応力 ($\bar{\sigma}$)、クリープ疲労損傷 (D) とバタリング厚さの関係を示す。いずれの開先角度の継手でも STBA 24 側の方が応力と損傷の軽減が顕著である。バタリングの効果は開先角度が 0 度に近いほど大きく、厚さが $\sqrt{\text{管径}(D_m) \times \text{肉厚}(t)}$ ($\approx 70\text{mm}$) 程度で飽和している。STBA 24 側のクリープ疲労損傷は $\bar{\sigma}$ の低下によるクリープ損傷の軽減で 1~3 ケタも小さくなる。

短管を SUS 304 と STBA 24 の間に挿入する場合は Alloy 800H が材料として有力である。Table 17 にバタリング (あるいは短管) の材料として Alloy 800H を用いた場合の境界近傍内外面の Mises 相当応力 ($\bar{\sigma}$)、クリープ疲労損傷 (D) を INCONEL 82 を用いた場合

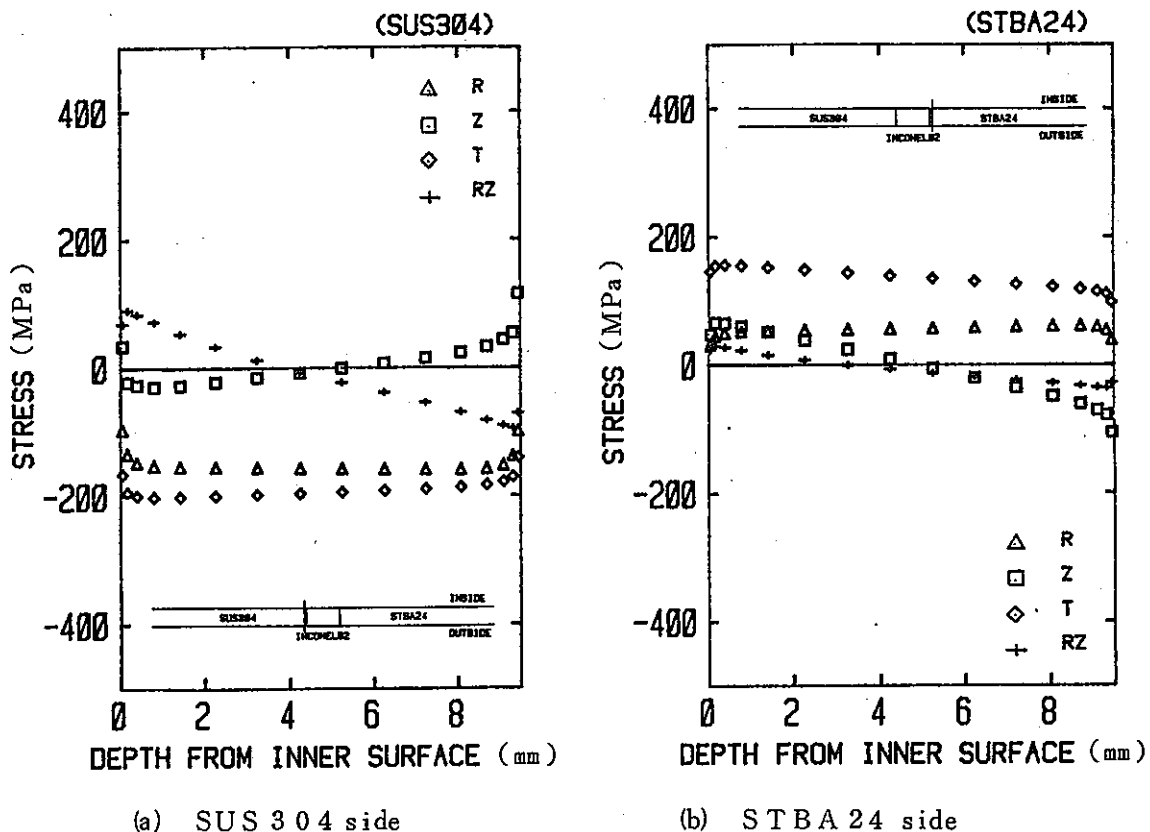
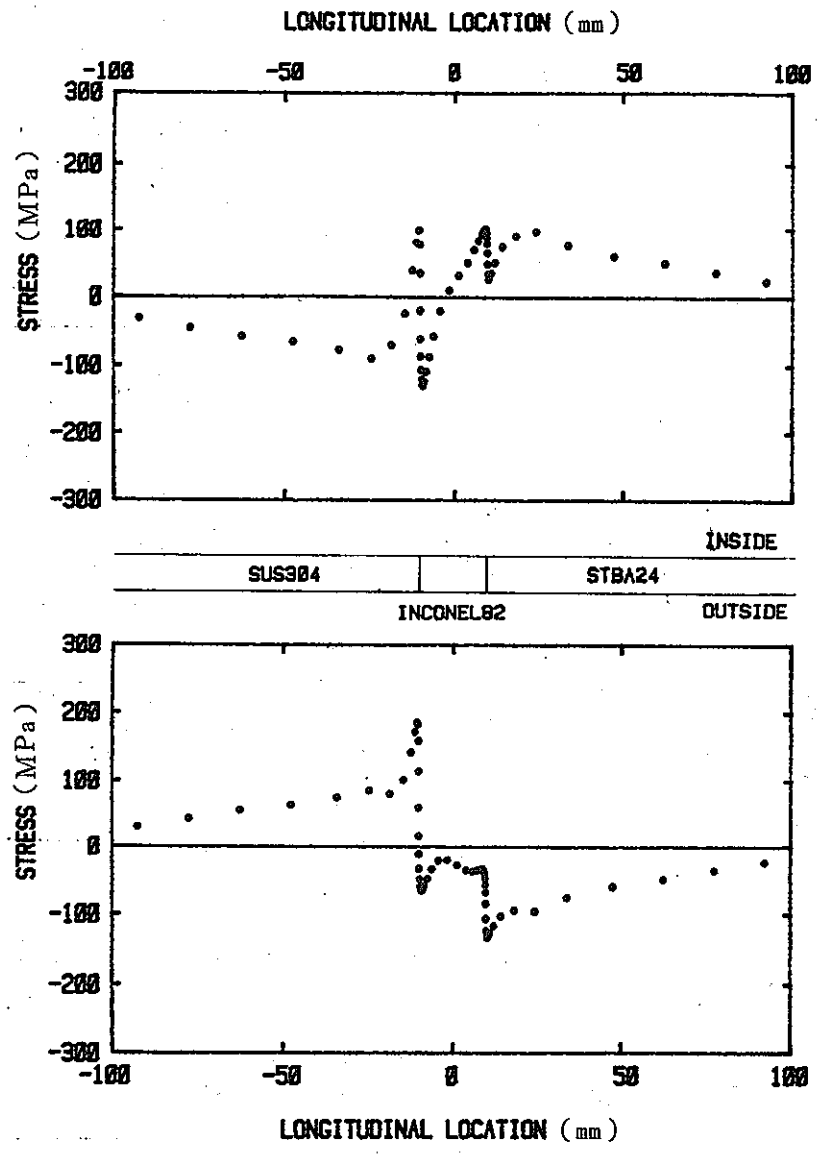
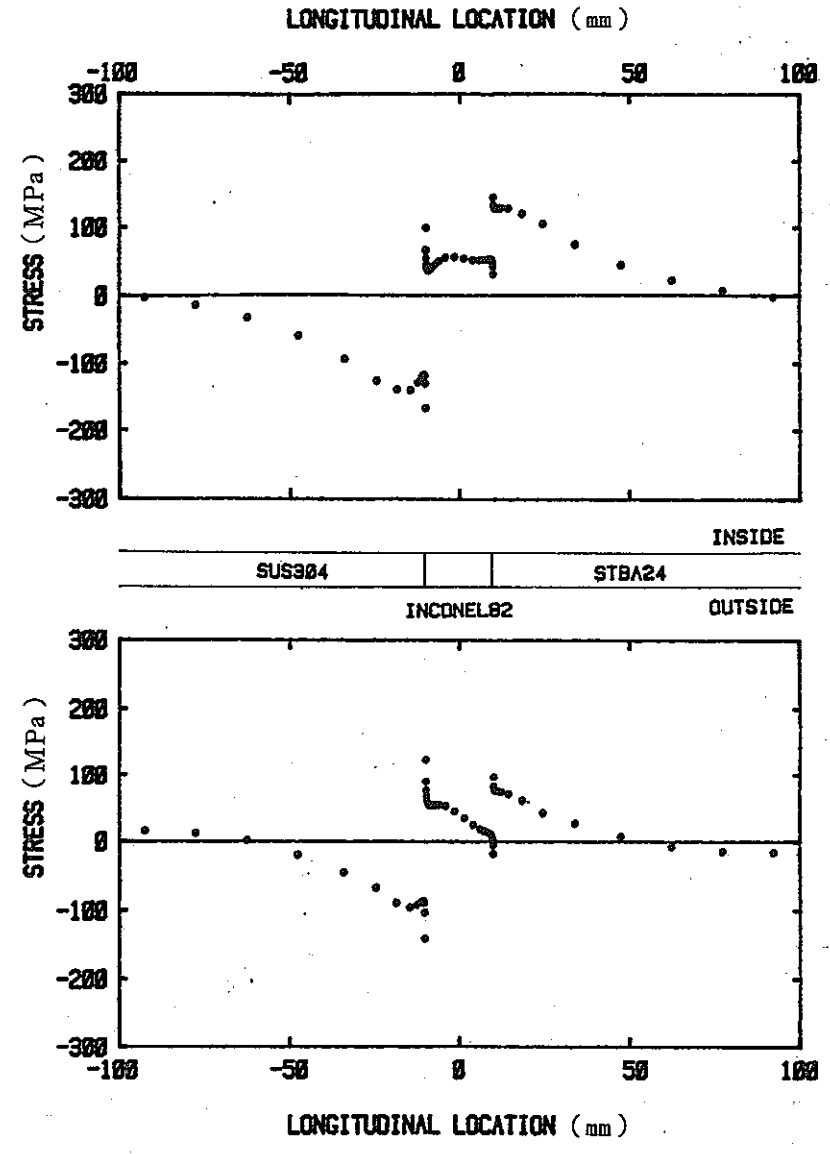


Fig. 29 Stress distribution in wall thickness along the material boundary (Case : A-0-20)

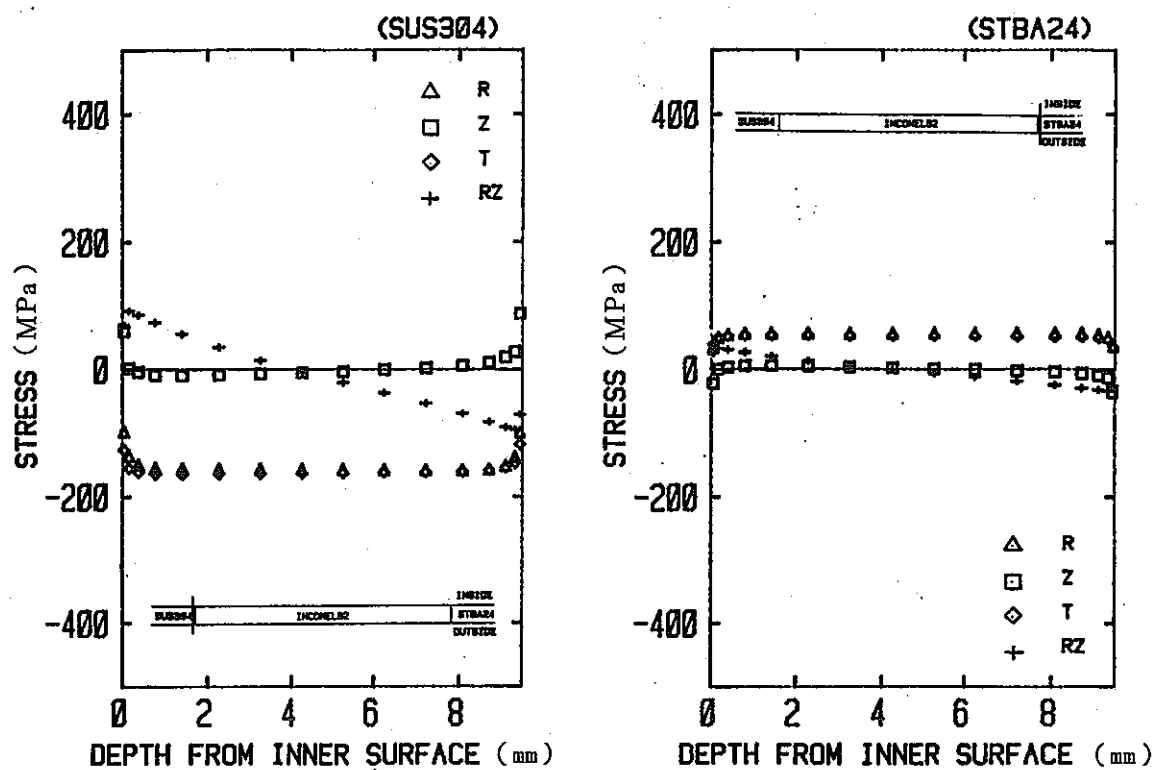


(a) Longitudinal stress on the surface



(b) Circumferential stress on the surface

Fig. 30 Stress distribution on the surface (Case : A-0-20)



(a) SUS 304 side

(b) STBA 24 side

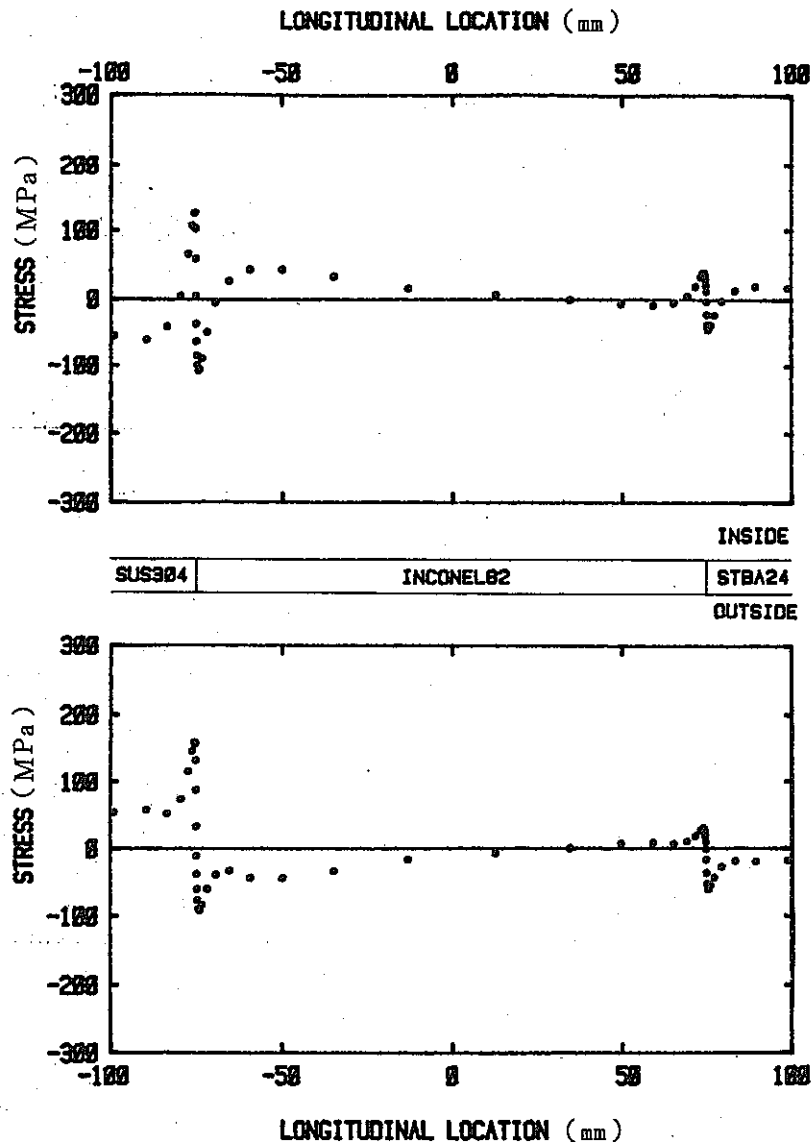
Fig. 31 Stress distribution in wall thickness

along the material boundary (Case : A-0-150)

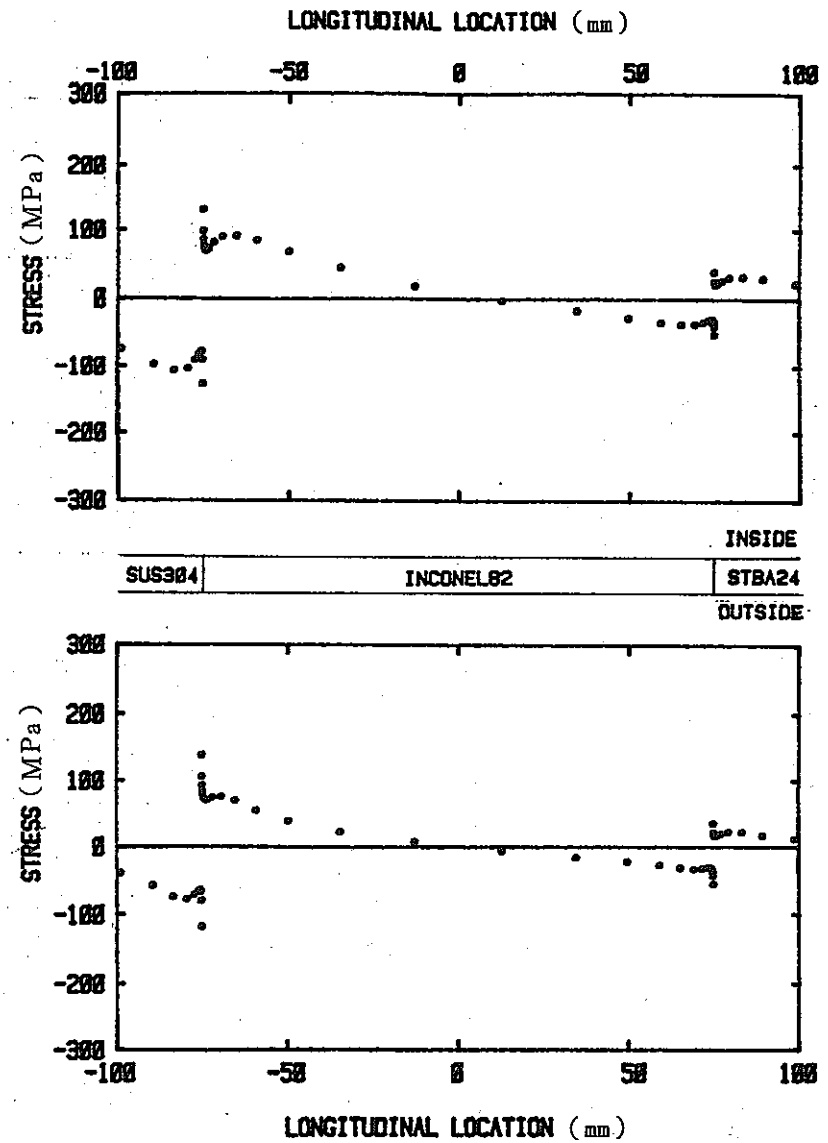
Table 17 Effect of buttering material

Case	A-23-20							
Buttering	INCONEL 82				Alloy 800H			
	SUS304		STBA 24		SUS 304		STBA24	
	Inside	Outside	Inside	Outside	Inside	Outside	Inside	Outside
$\bar{\sigma}$	24.09	42.02	14.55	22.99	16.99	25.43	28.08	44.17
D	8.179	8.369	51.46	339.5	0.8673	7.886	1904	1904

Case	A-23-150							
Buttering	INCONEL 82				Alloy 800H			
	SUS304		STBA24		SUS304		STBA24	
	Inside	Outside	Inside	Outside	Inside	Outside	Inside	Outside
$\bar{\sigma}$	22.07	38.27	7.75	13.76	11.17	16.69	25.28	39.11
D	8.065	8.246	1.945	2.689	0.3646	0.3651	1903	1904

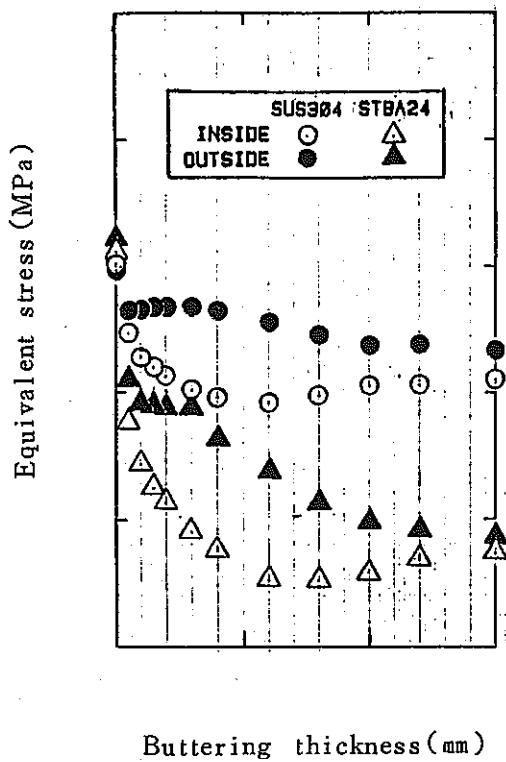


(a) Longitudinal stress on the surface

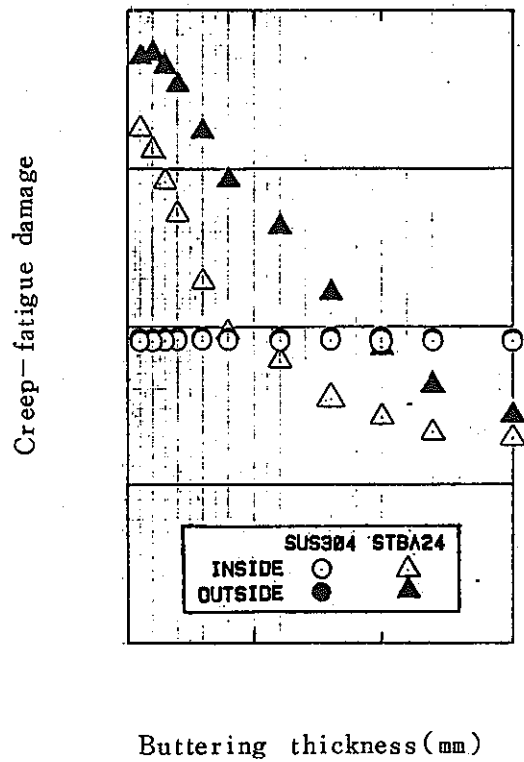


(b) Circumferential stress on the surface

Fig. 32 Stress distribution on the surface (Case : A-0-150)

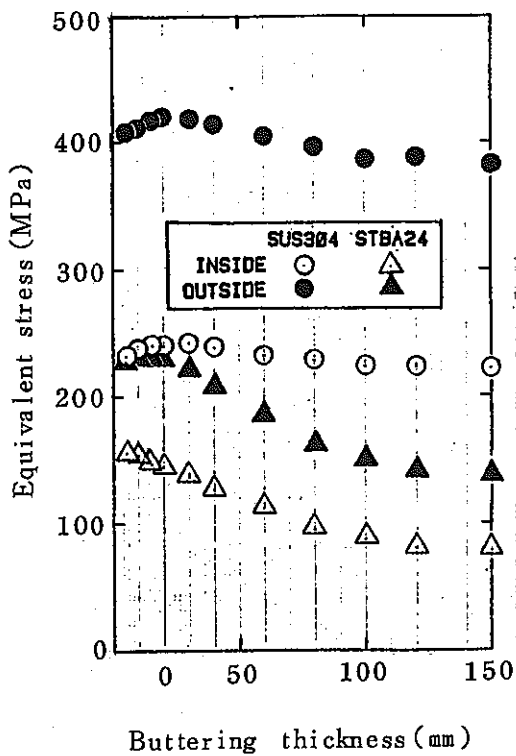


(a) Equivalent stress

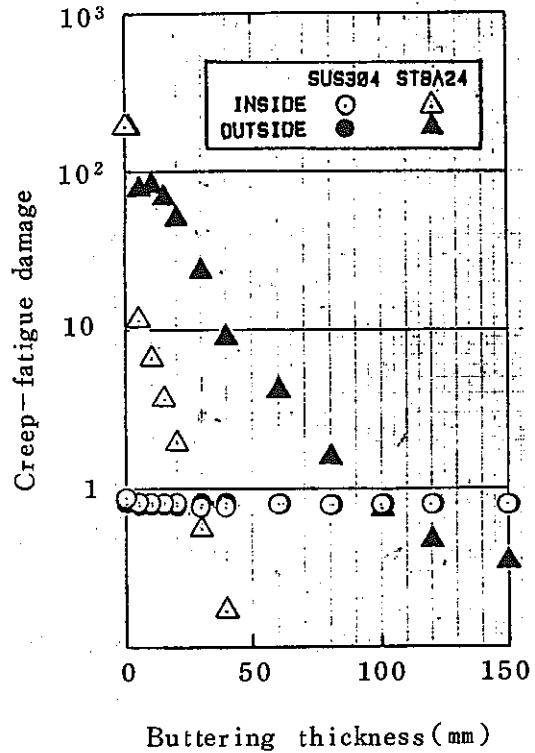


(b) Creep-fatigue damage

Fig 33 Effect of buttering thickness (Symmetric groove, $\theta = 0^\circ$)

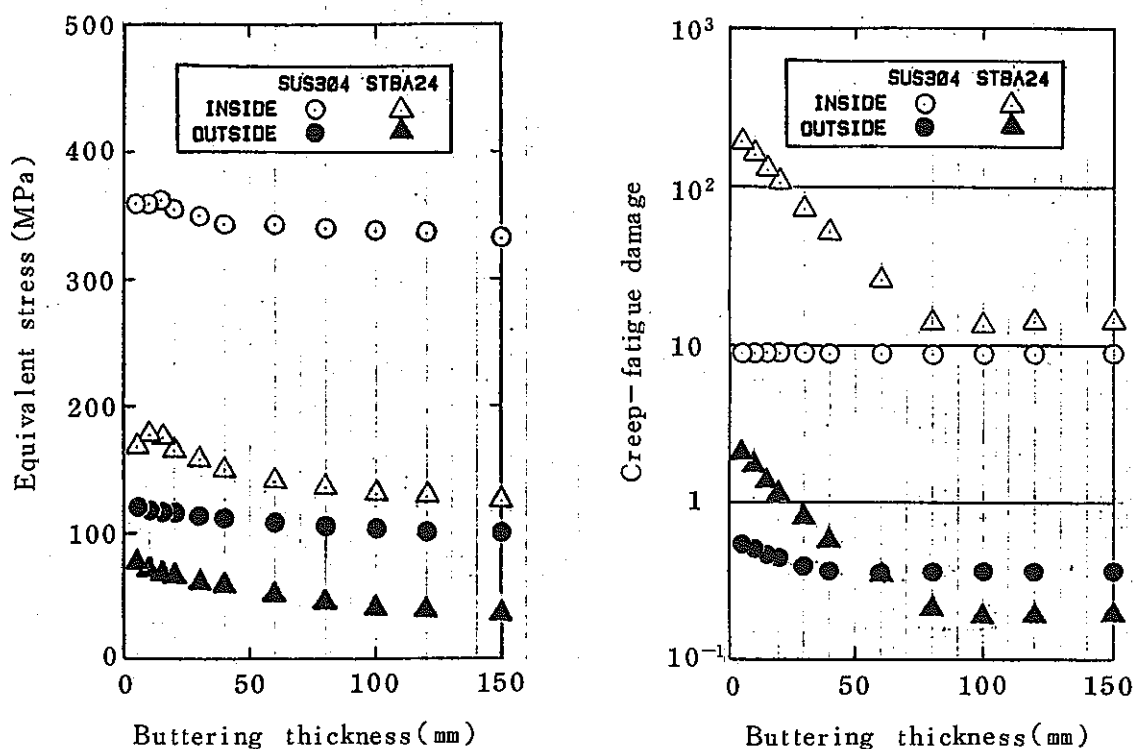


(a) Equivalent stress



(b) Creep-fatigue damage

Fig 34 Effect of buttering thickness (Symmetric groove, $\theta = 2.25^\circ$)



(a) Equivalent stress

(b) Creep-fatigue damage

Fig 35 Effect of buttering thickness (Symmetric groove, $\theta = 82.5^\circ$)

と比較して示す。Alloy 800Hの熱膨張係数はSTBA24とSUS304のそれらのほぼ中間でSUS304側の応力がかかなり軽減されるが、STBA24側の応力はINCONEL 82を用いる場合より高くなる。高温で使用される異材継手ではSTBA24のクリープ損傷がクリティカルとなるので、強度上からはINCONEL 82をバタリング材として用いる方が望ましい。

INCONEL 82をバタリングしたときの各応力成分の変化の概要は次のとおりである。半径方向応力(σ_r)とせん断応力(τ_{rz})は境界のごく近傍でのみ値が大きい応力成分であり、5 mm程度のバタリングで熱膨張差($\Delta\alpha T$)に比例した減少を示す。それ以上にバタリング層を厚くしても σ_r と τ_{rz} は小さくならない。円周方向応力(σ_θ)はバタリング厚さ(l)とともに緩やかに減少し、 $l \geq 60$ mmで一定になる。軸方向応力(σ_z)は l が30~40 mmまでは内面側で減少、外面側で微増し、それ以降は逆に内面側で増加、外面側で減少する。内外面とも σ_r と σ_θ は同符号で σ_z はこれらの成分と符号が異なっている。Mises相当応力($\bar{\sigma}$)は l が小さいときは σ_r と τ の減少の効果で軽減され、 $l \geq 10$ mmでは $|\sigma_\theta - \sigma_z|$ に事実上支配される。 $\bar{\sigma}$ の膜成分は l とともにほぼ単調に減少し、 $l = 100$ mmで飽和する。曲げ成分は $l = 0$ でほとんどゼロで $l = 30 \sim 40$ mmで最大となり、それ以降は再び減少してゼロに近づく。応力軽減効

果の上からはバタリング厚さは $(0.6 \sim 0.7) \sqrt{\text{管径}(D_m) \times \text{肉厚}(t)}$ ($\approx 40 \sim 50 \text{ mm}$) で十分である。ただ、 $40 \sim 50 \text{ mm}$ もの厚さのバタリングは通常行なわれていないので、施行上は $l = 100 \sim 200 \text{ mm}$ の短管を挿入溶接する方法も有力である。

(5) 開先角度の影響 開先角度の影響を調べるために最初にバタリングなしの継手 (Eタイプ) について解析を行なった。Fig. 36, 37 に E-23-0 継手に生じる応力分布を示す。Fig 26, 27 に示した A-0-0 継手の応力分布と比較すると以下のことがわかる。

○境界線と表面のなす角度が鈍角となる側 (SUS304 内面, STBA24 外面) では τ_{rz} が小さくなる。

- σ_z のピーク成分が大きくなる。
- σ_θ のピーク成分が大きくなる。
- σ_r の曲げ成分が生じる。

Fig 38 に Eタイプ継手の材料境界近傍の Mises 相当応力 ($\bar{\sigma}$) 及びクリープ疲労損傷と開先角度 (θ) の関係を示す。 $\theta = 45 \text{ 度}$ ($\frac{\pi}{4}$ ラジアン) ぐらいまでは開先角度とともに $\bar{\sigma}$ が増大し、境界線と表面のなす角度が鈍角となる側 (SUS304 内面 STBA24 外面) の方が大きな値になっている。これは σ_z と σ_θ, σ_r が異符号となっているのが主な原因である。開先角度が

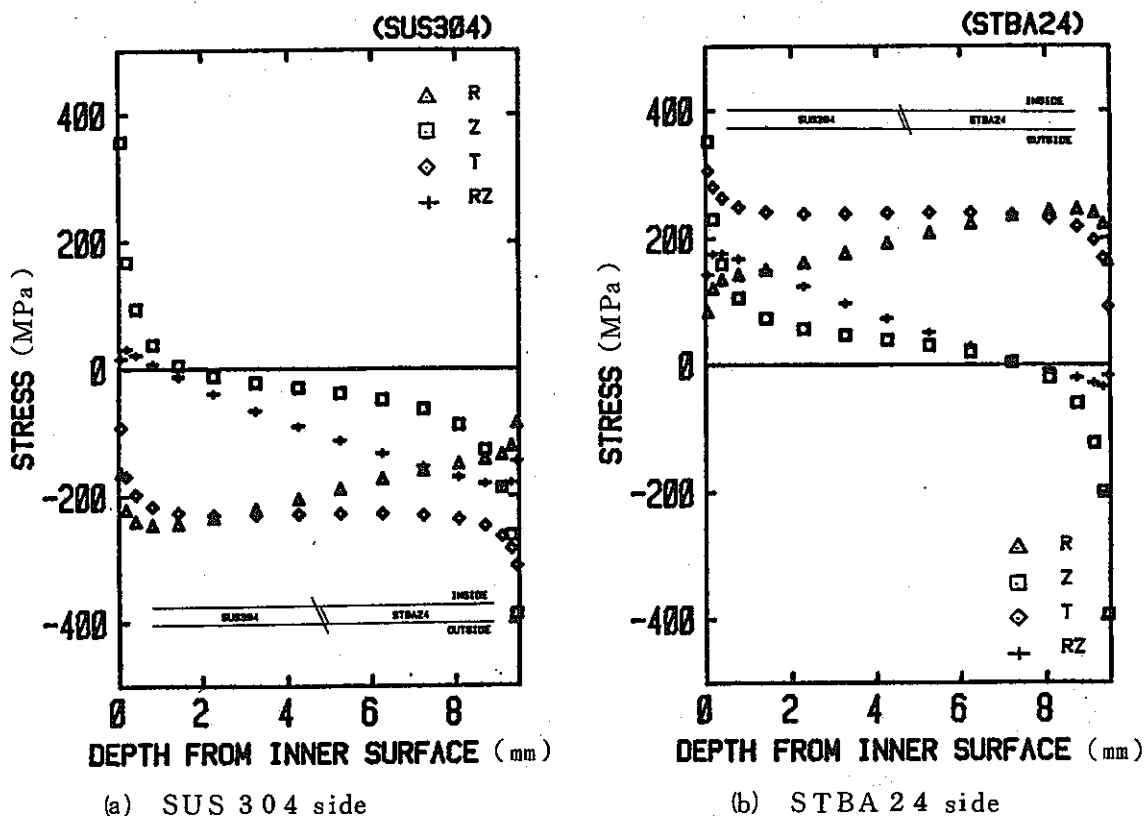
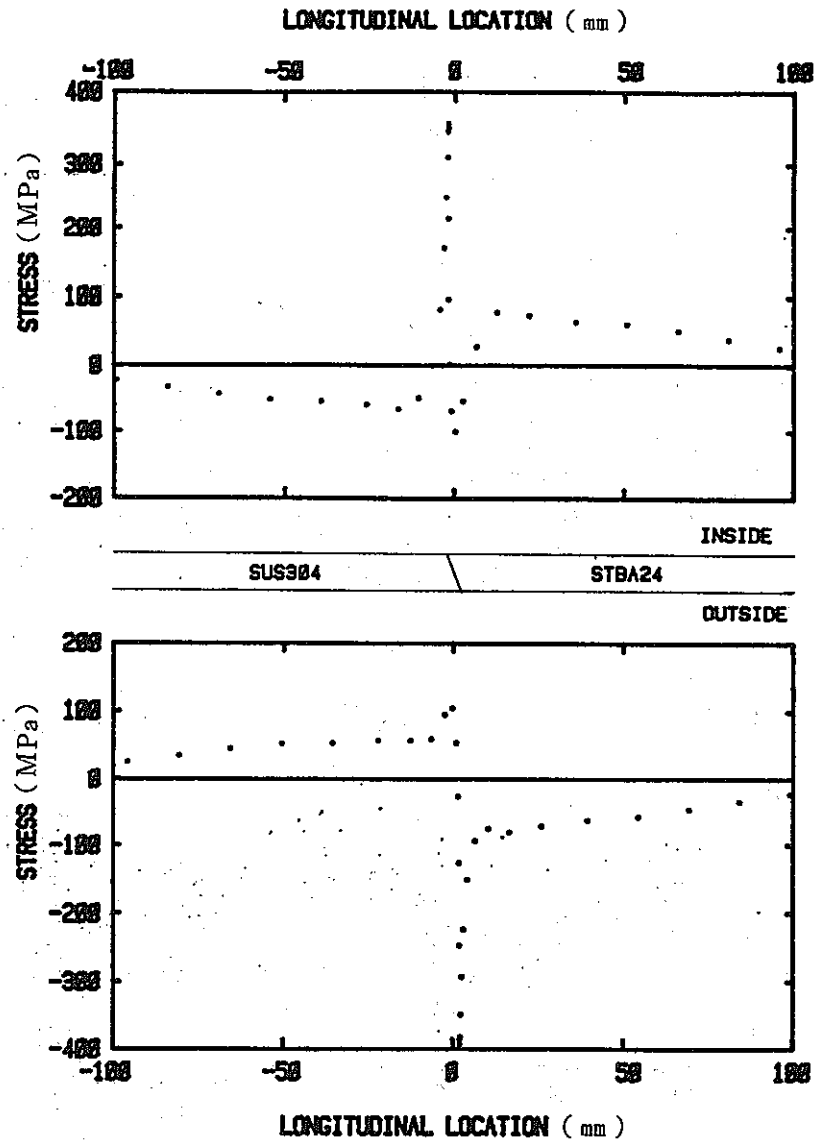
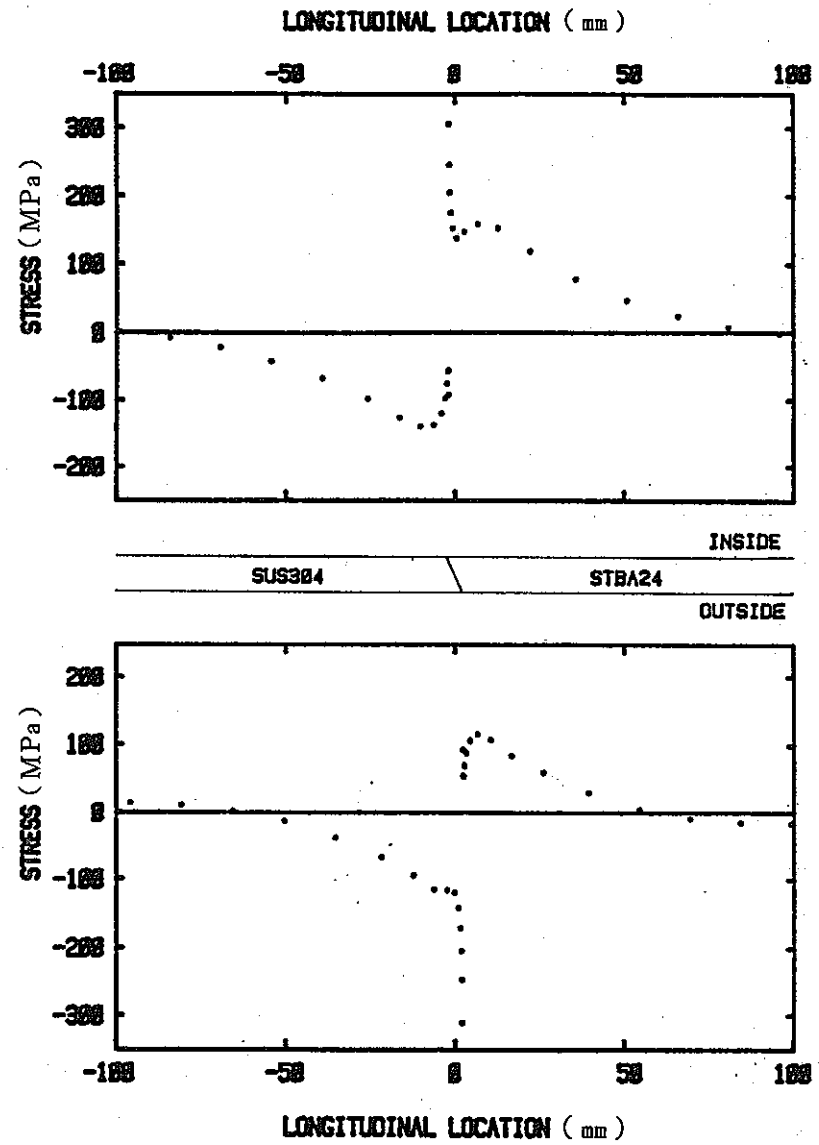


Fig 36 Stress distribution in wall thickness along the material boundary (Case : E-23-0)



(a) Longitudinal stress on the surface

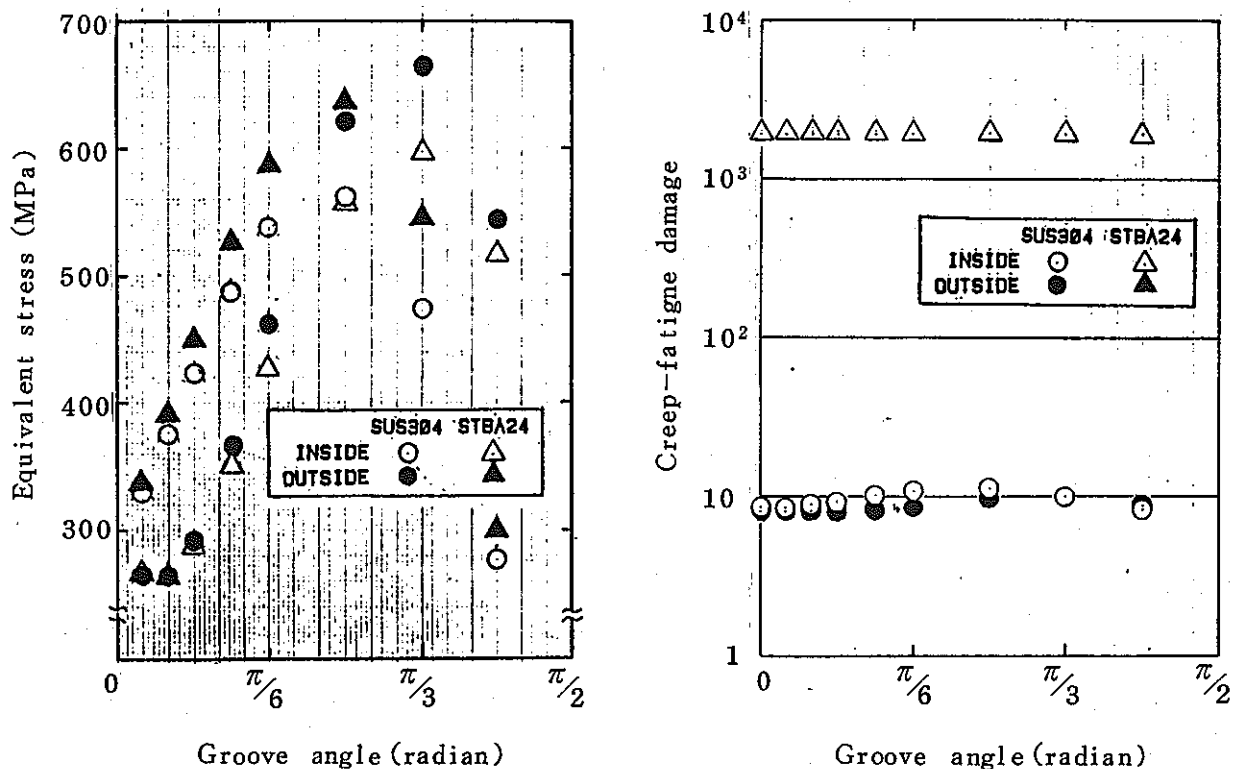


(b) Circumferential stress on the surface

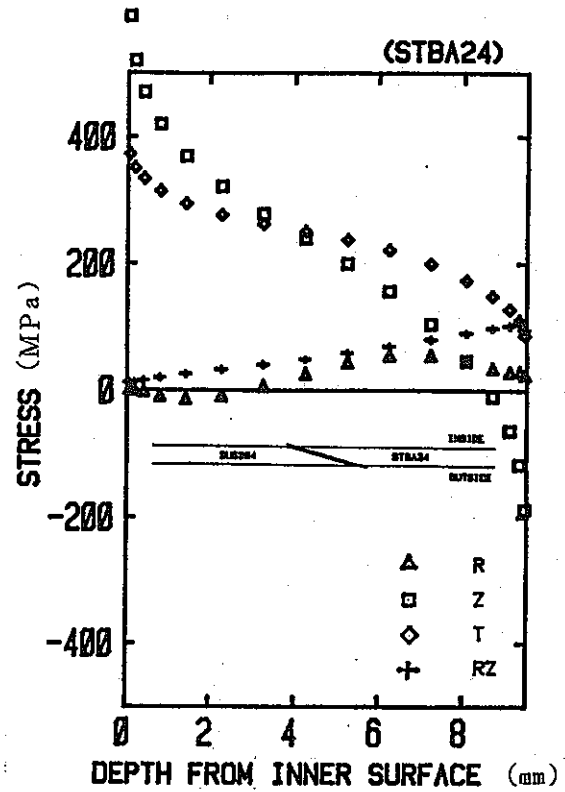
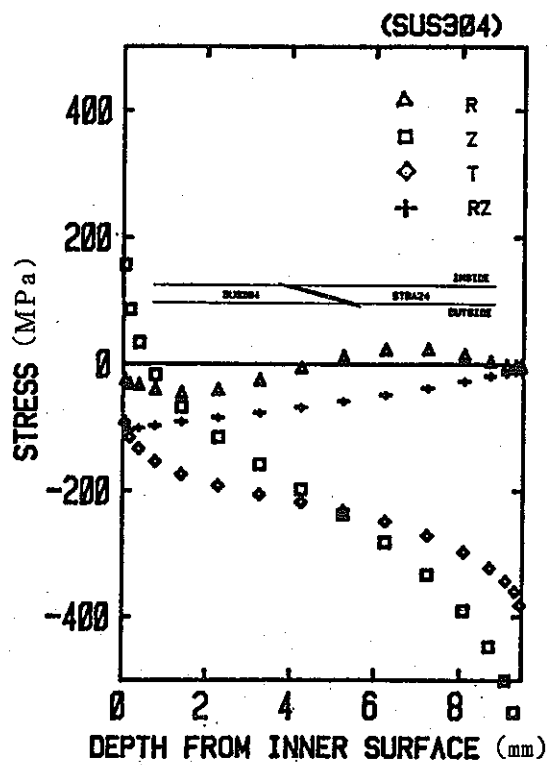
Fig. 37 Stress distribution on the surface (Case : E-23-0)

60度以上になると境界線と表面のなす角度が鋭角となる側の方が $\bar{\sigma}$ が大きくなる。これは、Fig 39に示すE-75-0継手の境界に沿った壁厚内応力分布からわかるように、 σ_z の膜成分と曲げ成分が大きくなり、表面の値が鋭角側で増大し鈍角側で減少するためである。開先角度が大きくなると材料境界に沿って生じる熱膨張差に起因する応力のZ方向成分が増大し、表面に近い境界付近では壁厚の大半を占める鈍角側が相対的に薄肉の鋭角側を引きよせる形となるので鋭角側の σ_z が大きくなる。これに対して、クリープ疲労損傷は開先角度にほとんど影響されない。これは損傷の大部分を占めるクリープ損傷が、事実上 $1.25 S_y$ で決定されているためである。1次+2次応力の緩和を考慮した評価をすれば、クリープ疲労損傷は応力 $\bar{\sigma}$ に対応した増減を示すと思われる。

次にバタリングをした継手について検討する。Fig 40, 41にA-23-20継手の、Fig. 42, 43にA-83-20継手の応力分布を示す。この場合、境界線と表面のなす角度はSUS304, STBA24とも内面で鋭角, 外面で鈍角となる。前述のバタリングなしの継手の場合と同じく、 σ_z が開先角度の影響を最も受け、開先角度の小さいときは鈍角側, 大きいときは鋭角側で値が大きくなる。Fig. 44にA-23-20継手のMises相当応力($\bar{\sigma}$)の等応力線図を示す。 $\bar{\sigma}$ は材料境界に沿った表面でピークを生じ、ピーク値はSUS304, STBA24いずれ



(a) Equivalent stress (b) Creep-fatigue damage
Fig 38 Effect of groove angle (Antisymmetric groove, No buttering)

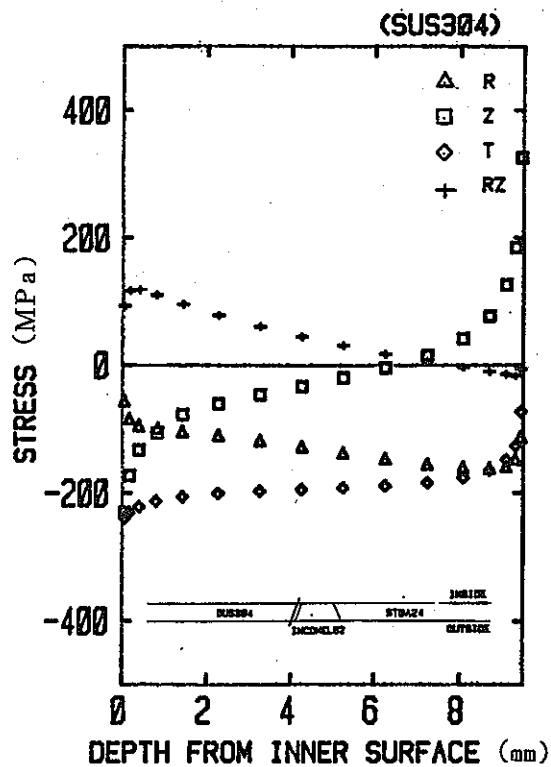


(a) SUS 304 side

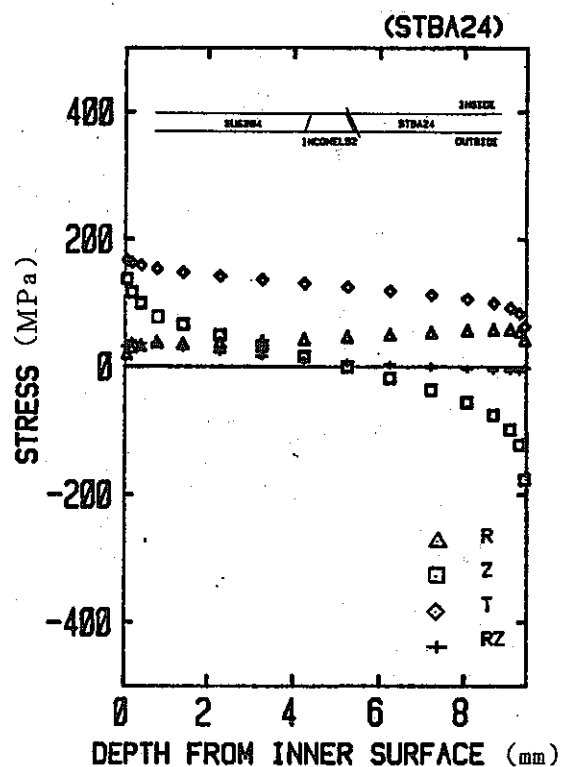
(b) STBA 24 side

Fig 39 Stress distribution in wall thickness

along the material boundary (Case : E-75-0)



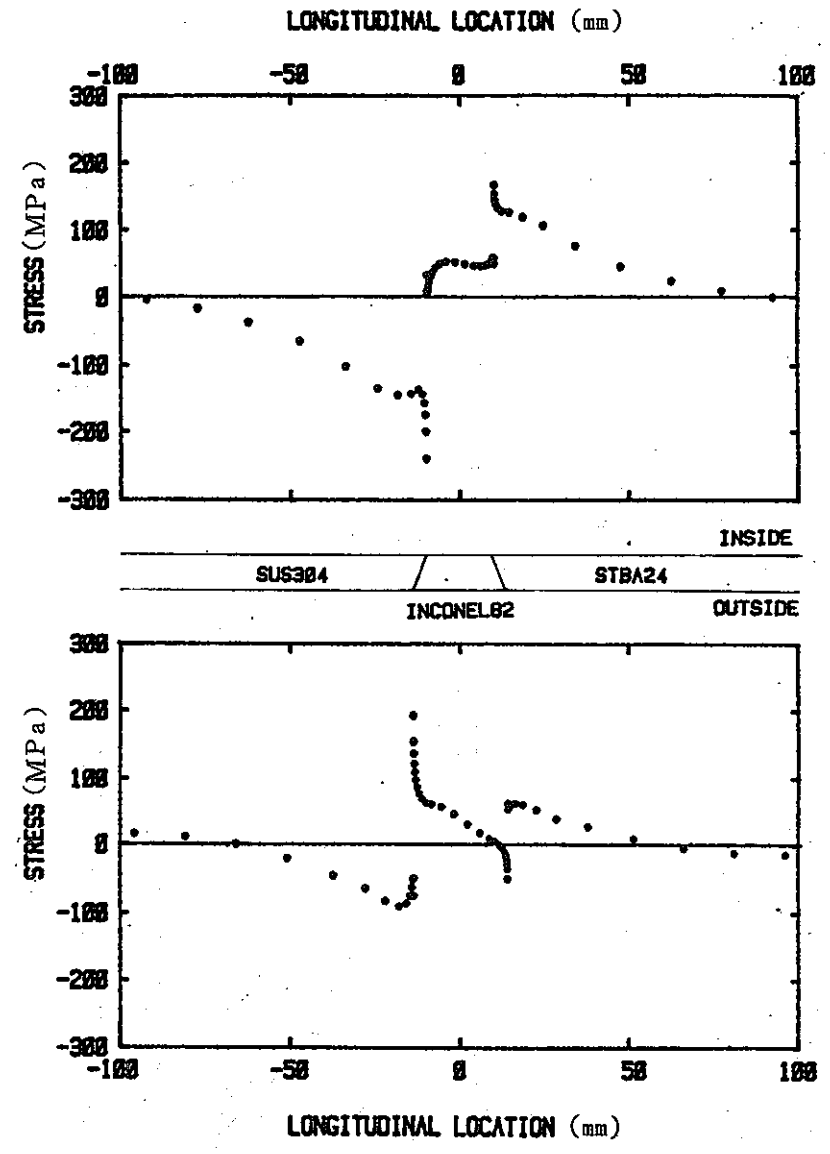
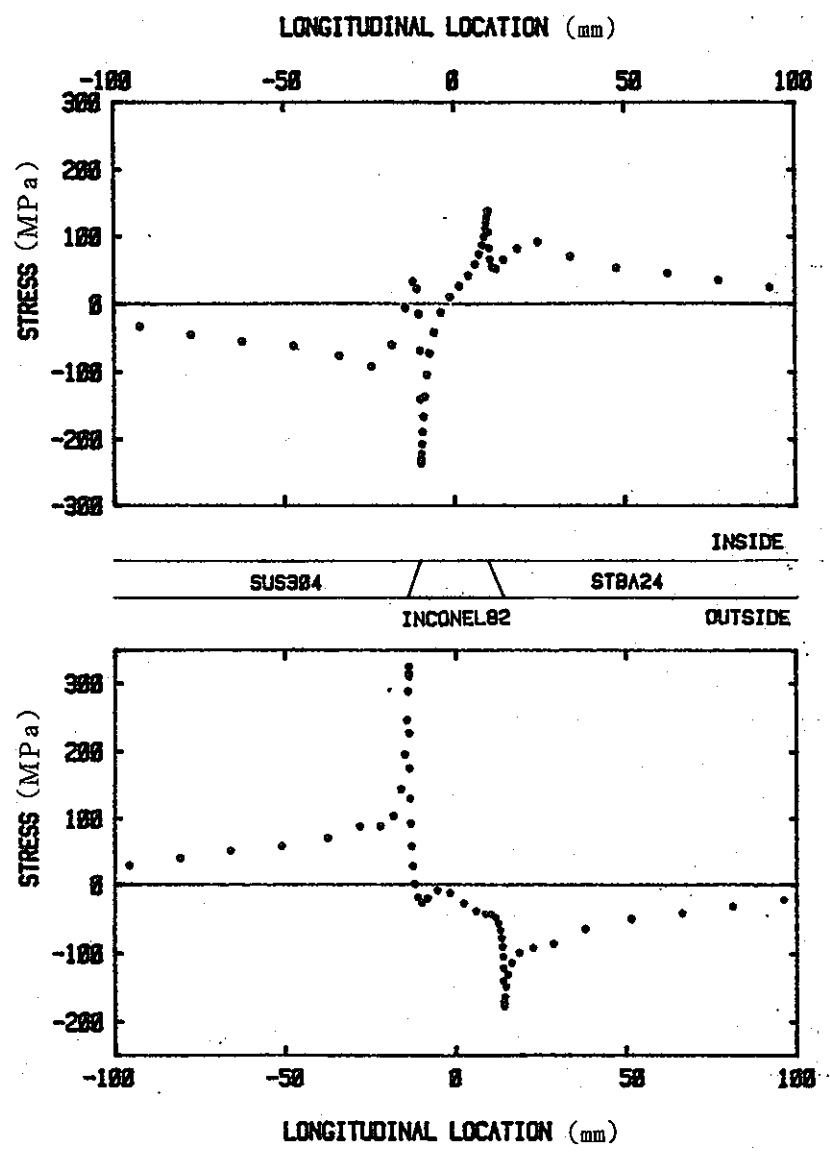
(a) SUS 304 side



(b) STBA 24 side

Fig 40 Stress distribution in wall thickness

along the material boundary (Case : A-23-20)



(a) Longitudinal stress on the surface

(b) Circumferential stress on the surface

Fig 4 1 Stress distribution on the surface (Case : A-23-20)

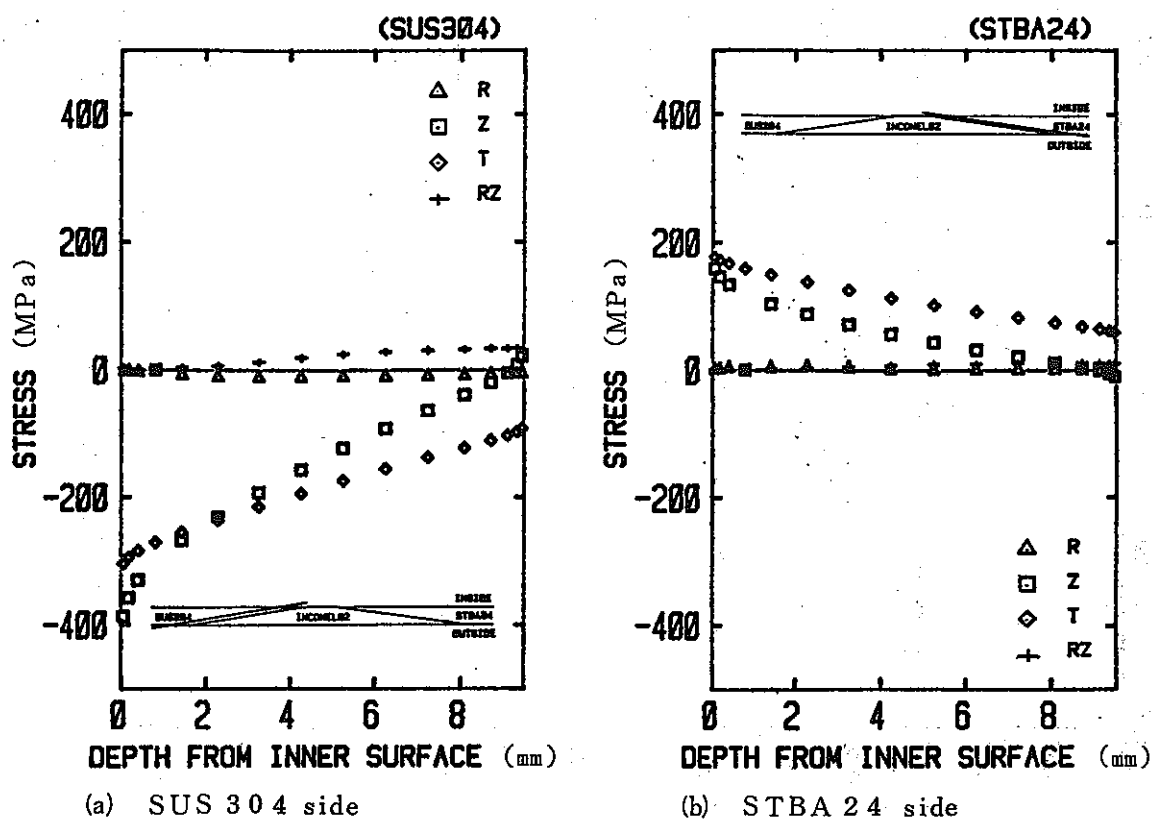
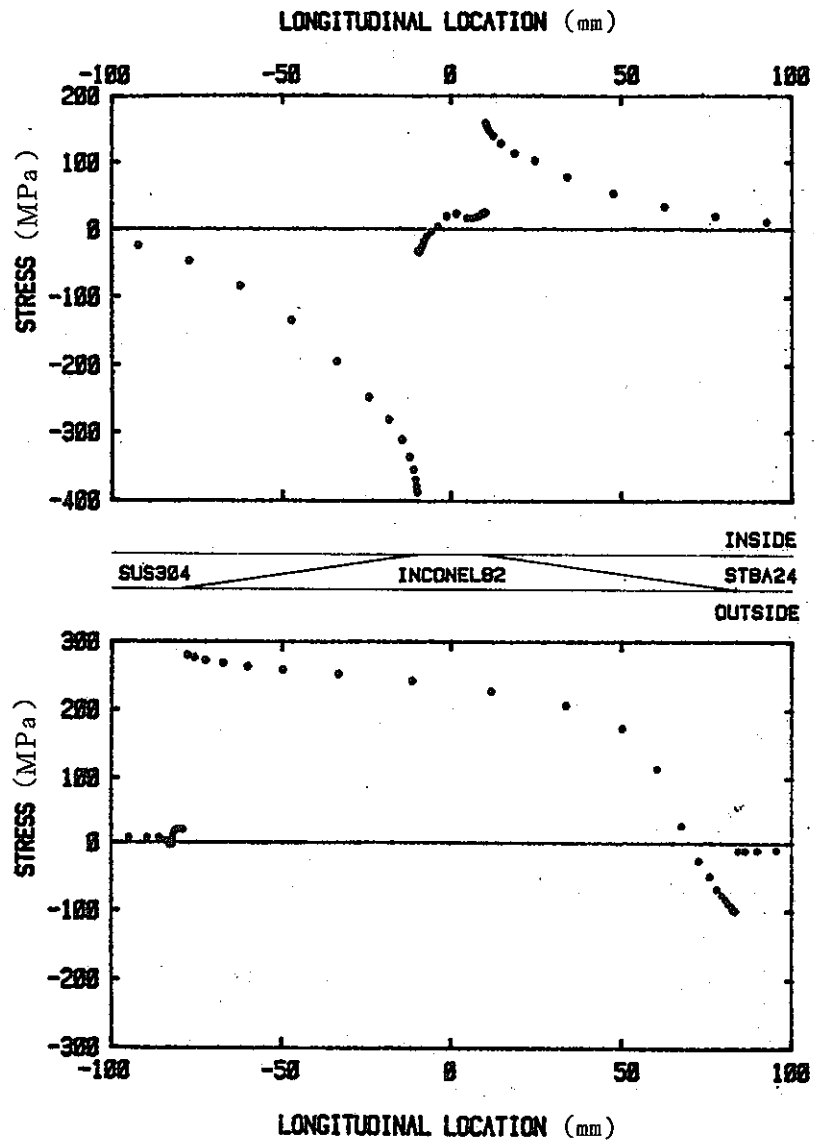


Fig. 42 Stress distribution in wall thickness along the material boundary (Case : A-83-20)

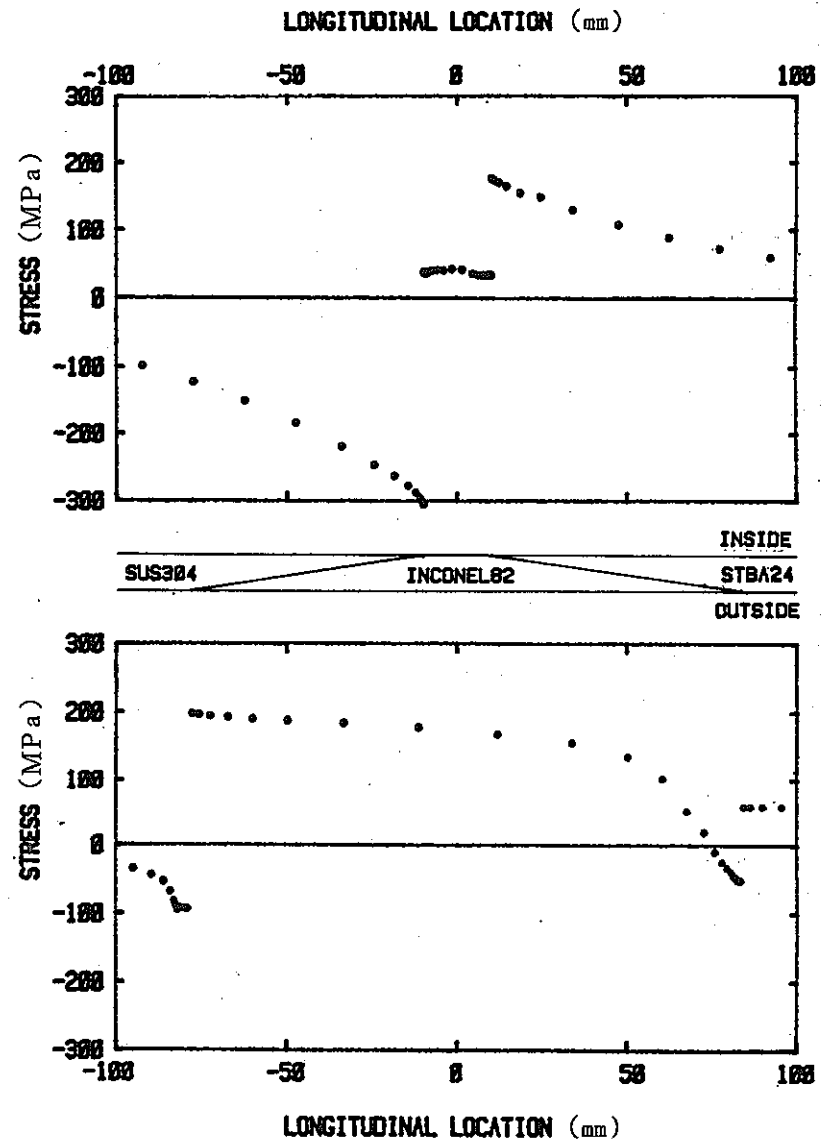
も内面側より外面側の方が大きい。

Fig 45～47 に対称開先継手の境界近傍表面における Mises 相当応力 ($\bar{\sigma}$) 及びクリープ疲労損傷 (D) と開先角度 (θ) の関係を示す。バッテリー厚さが $\ell = 5 \text{ mm}$, 20 mm , 150 mm のいずれの場合についても、応力 $\bar{\sigma}$ は開先角度が小さいときは外面側の方が大きく、開先角度が 60 度以上では内面側の方が大きい。内面側応力は 60 度付近、外面側応力は 45 度付近の開先角度で最大になる。クリープ疲労損傷は、STBA 24 側が $\bar{\sigma}$ の変化にほぼ対応しているのに対し、SUS 304 側は損傷の大半を占める 1 次 + 2 次応力によるクリープ損傷が事実上 $1.25 S_y$ で決定されるため θ にほとんど影響されない。これらの図より、STBA 24 のクリープ損傷を軽減するには、インコネルで十分な厚さ (長さ) のバッテリーをすること、内面側の開先角度をできるだけ 0 度に近づけ、外面側の角度を大きくするのが適当だといえる。

次に非対称開先継手について、材料境界近傍表面の Mises 相当応力 ($\bar{\sigma}$) 及びクリープ疲労損傷 (D) と開先角度 (θ) の関係を Fig 48～50 に示す。ここで、SUS 304 側の開先角度は 22.5 度一定とし、STBA 24 側の角度を変化させるものとする。バッテリー厚さが十分大きい $\ell = 150 \text{ mm}$ の場合、SUS 304 側の $\bar{\sigma}$ はほぼ一定で、STBA 24 側の $\bar{\sigma}$ は対称開先の



(a) Longitudinal stress on the surface



(b) Circumferential stress on the surface

Fig 43 Stress distributions on the surface (Case : A-83-20)

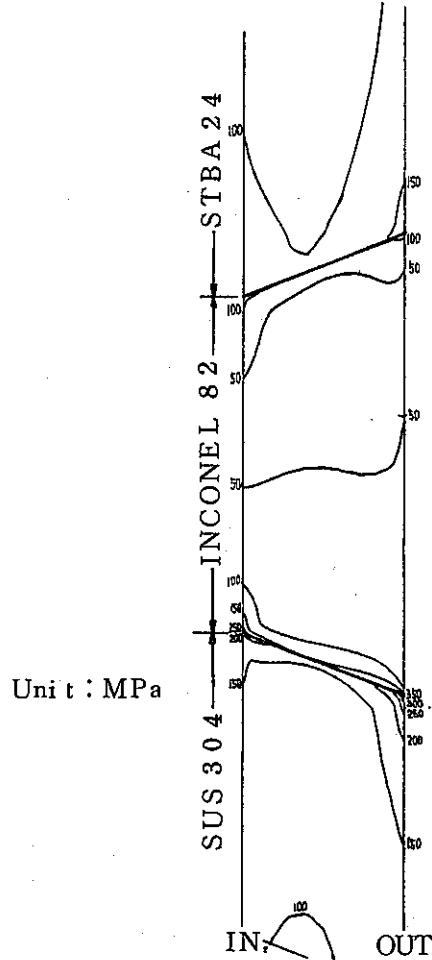
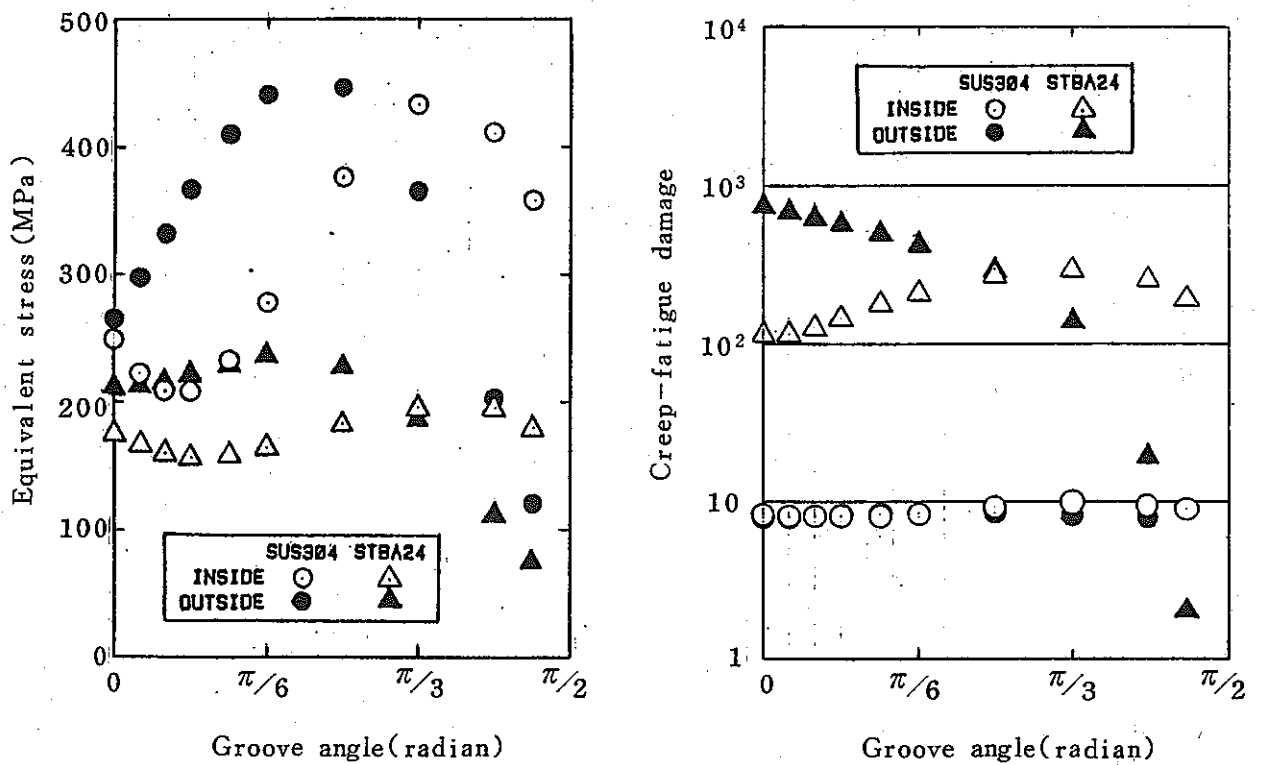


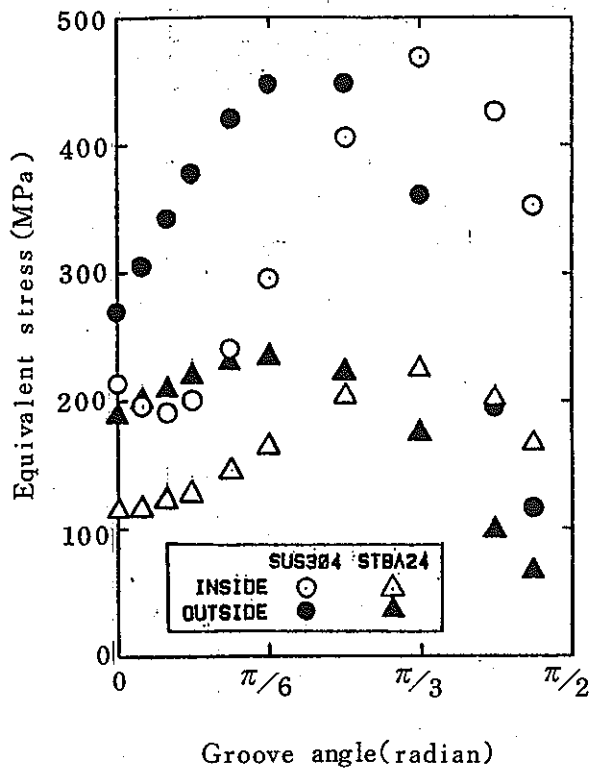
Fig 44 Iso-stress curve for Mises' equivalent stress in A-23-20 joint



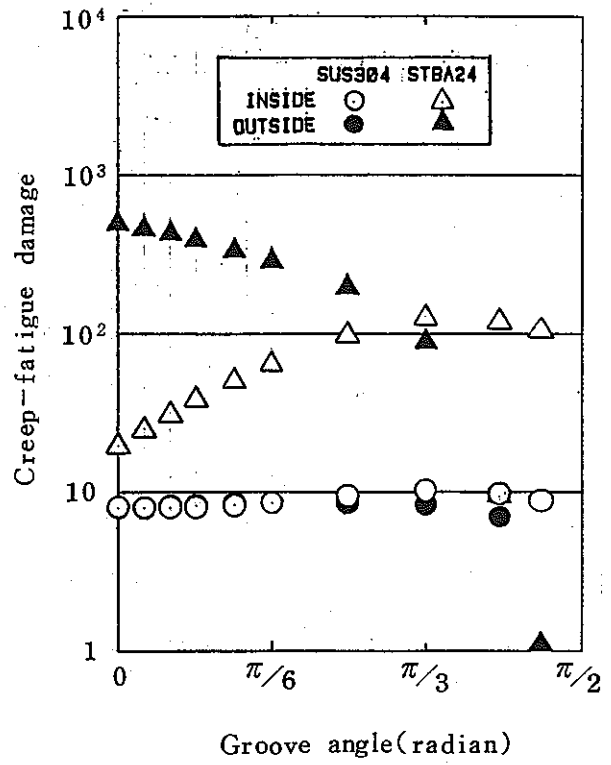
(a) Equivalent stress

(b) Creep-fatigue damage

Fig 45 Effect of groove angle (Symmetric groove, $\ell = 5 \text{ mm}$)

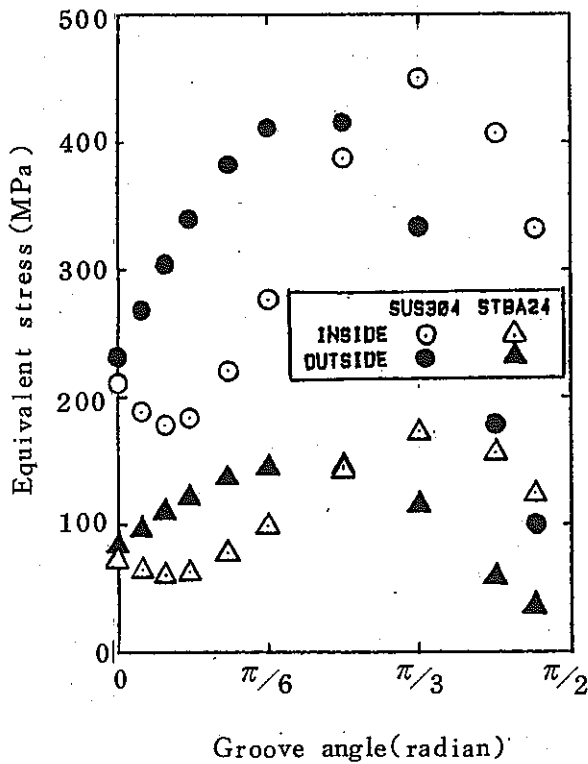


(a) Equivalent stress

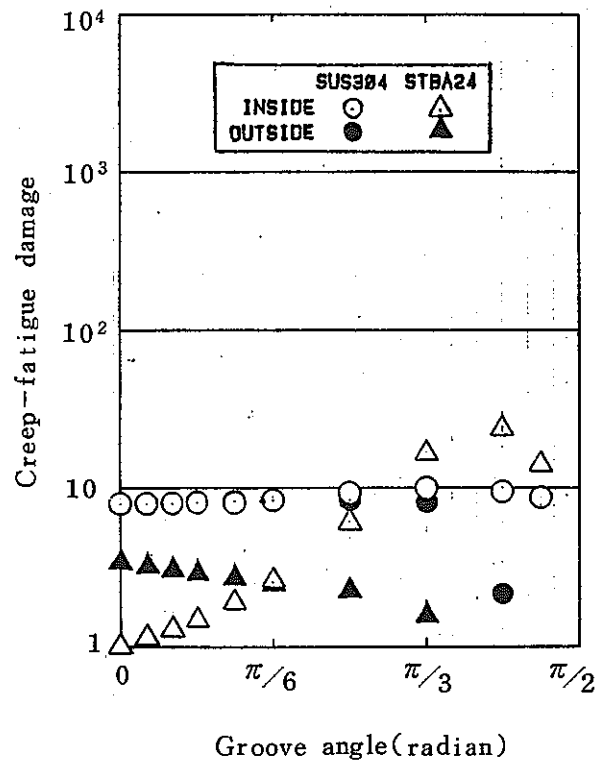


(b) Creep-fatigue damage

Fig 46 Effect of groove angle (Symmetric groove, $\ell = 20 \text{ mm}$)

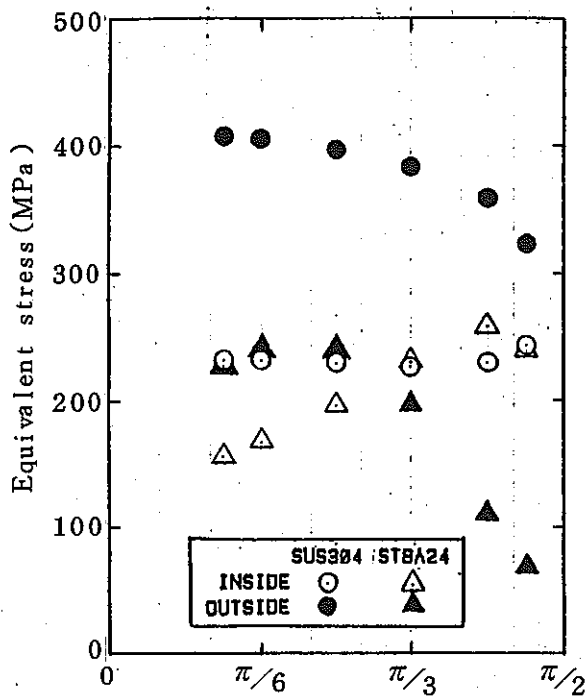


(a) Equivalent stress



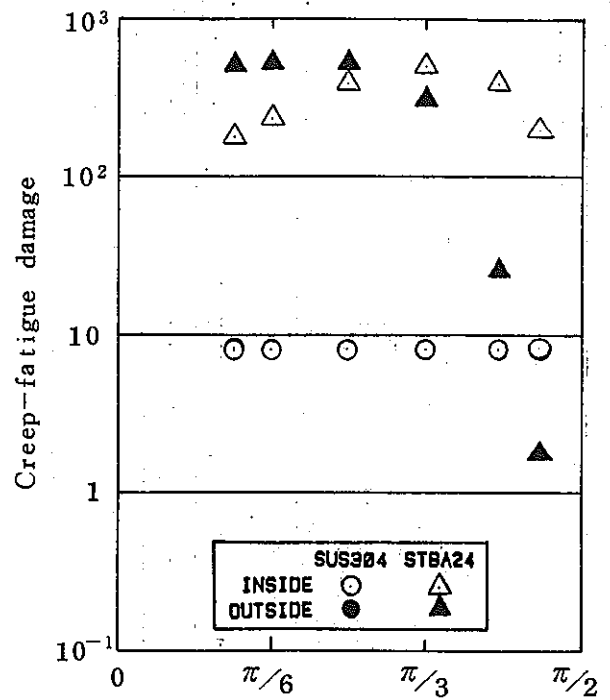
(b) Creep-fatigue damage

Fig 47 Effect of groove angle (Symmetric groove, $\ell = 150 \text{ mm}$)



Groove angle of STBA 24 side (radian)

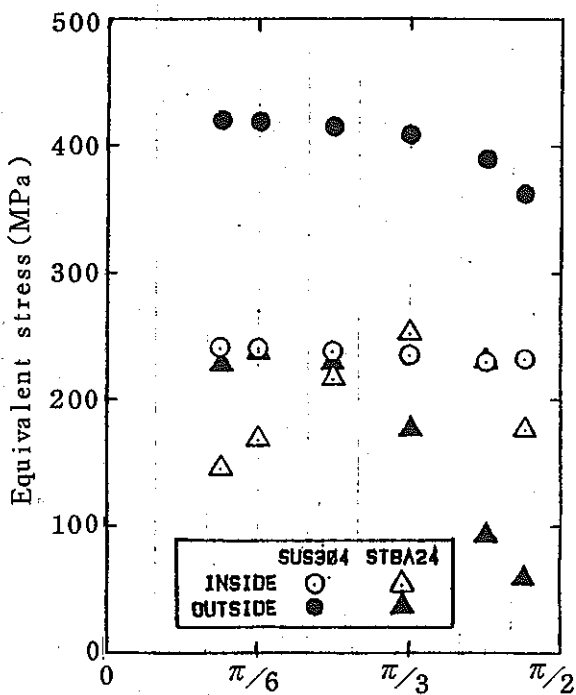
(a) Equivalent stress



Groove angle of STBA 24 side (radian)

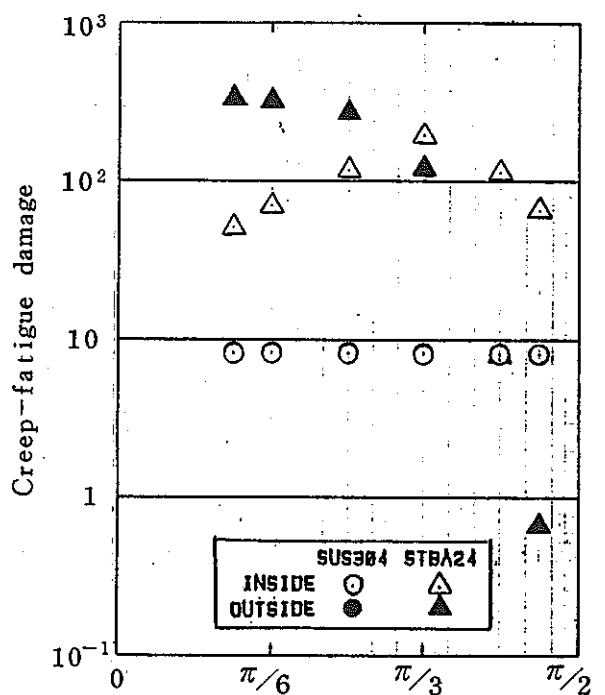
(b) Creep-fatigue damage

Fig 48 Effect of groove angle (Asymmetric groove, $\ell = 5$ mm)



Groove angle of STBA 24 side (radian)

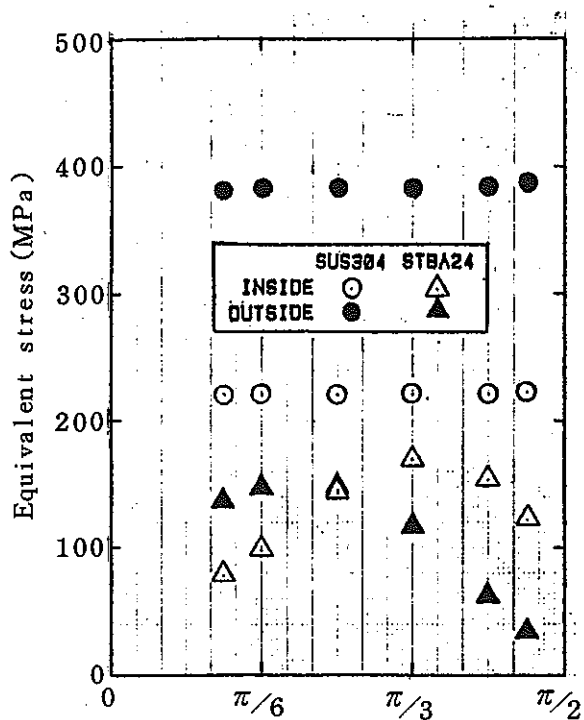
(a) Equivalent stress



Groove angle of STBA 24 side (radian)

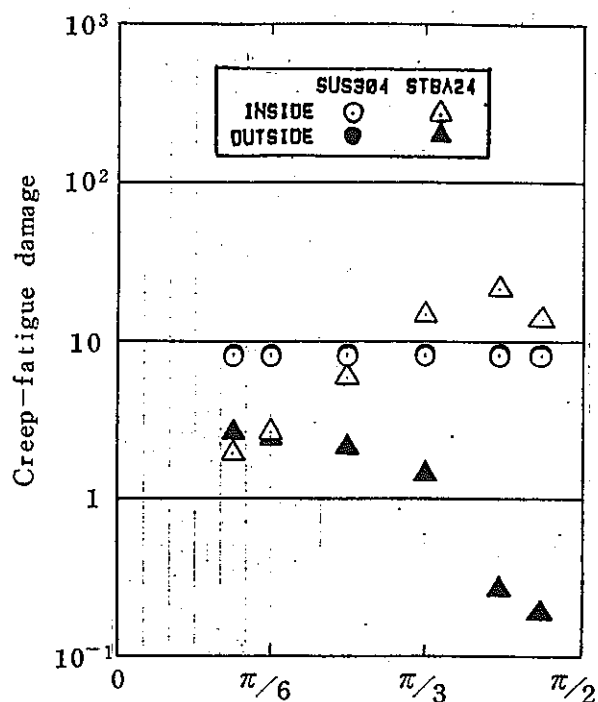
(b) Creep-fatigue damage

Fig 49 Effect of groove angle (Asymmetric groove, $\ell = 2.0$ mm)



Groove angle of STBA 24 side (radian)

(a) Equivalent stress



Groove angle of STBA 24 side (radian)

(b) Creep-fatigue damage

Fig 50 Effect of groove angle (Asymmetric groove, $\ell = 150 \text{ mm}$)

$\ell = 150 \text{ mm}$ の場合と同様の変化を示している。バタリング厚さの小さい $\ell = 5 \text{ mm}$ の場合、SUS 304 外面の $\bar{\sigma}$ が開先角度とともにやや減少しているが、これは θ 増大とともに外面側の INCONEL 82 の厚さが増加するためである。STBA 24 側のクリープ疲労損傷は、対称開先の場合と同様の変化を示す。

(6) 溶接余盛の影響 溶接余盛形状の影響を検討するため、余盛があるケースとないケースの Mises 相当応力分布を等応力線図で比較する。Fig 51 (a), (b) はバタリング厚さ 20 mm の対称開先 (A-23-20, WA-2-11), Fig 51 (c)~(e) はバタリング厚さ 150 mm の対称開先 (A-23-150, WB-4, WD-4), Fig 51 (f)(g) はバタリング厚さ 20 mm の非対称開先 (B-75-20, WC-4) の場合の等応力線図である。Fig 52 にバタリング厚さ 20 mm の対称開先で余盛のある場合 (WA-2-8) の材料境界に沿った応力分布, Fig. 53 に同じケースの表面に沿った応力分布を示す。これらの図より以下のことがわかる。

- (a) 余盛の影響はその周辺に限られる。内外面の余盛を独立に取扱ってもさしつかえない。
- (b) INCONEL 82 の短管を挿入した場合、高温強度の低い STBA 24 側の余盛を削除しなければ、材料境界と余盛止端部が重なるので応力集中が問題となる。

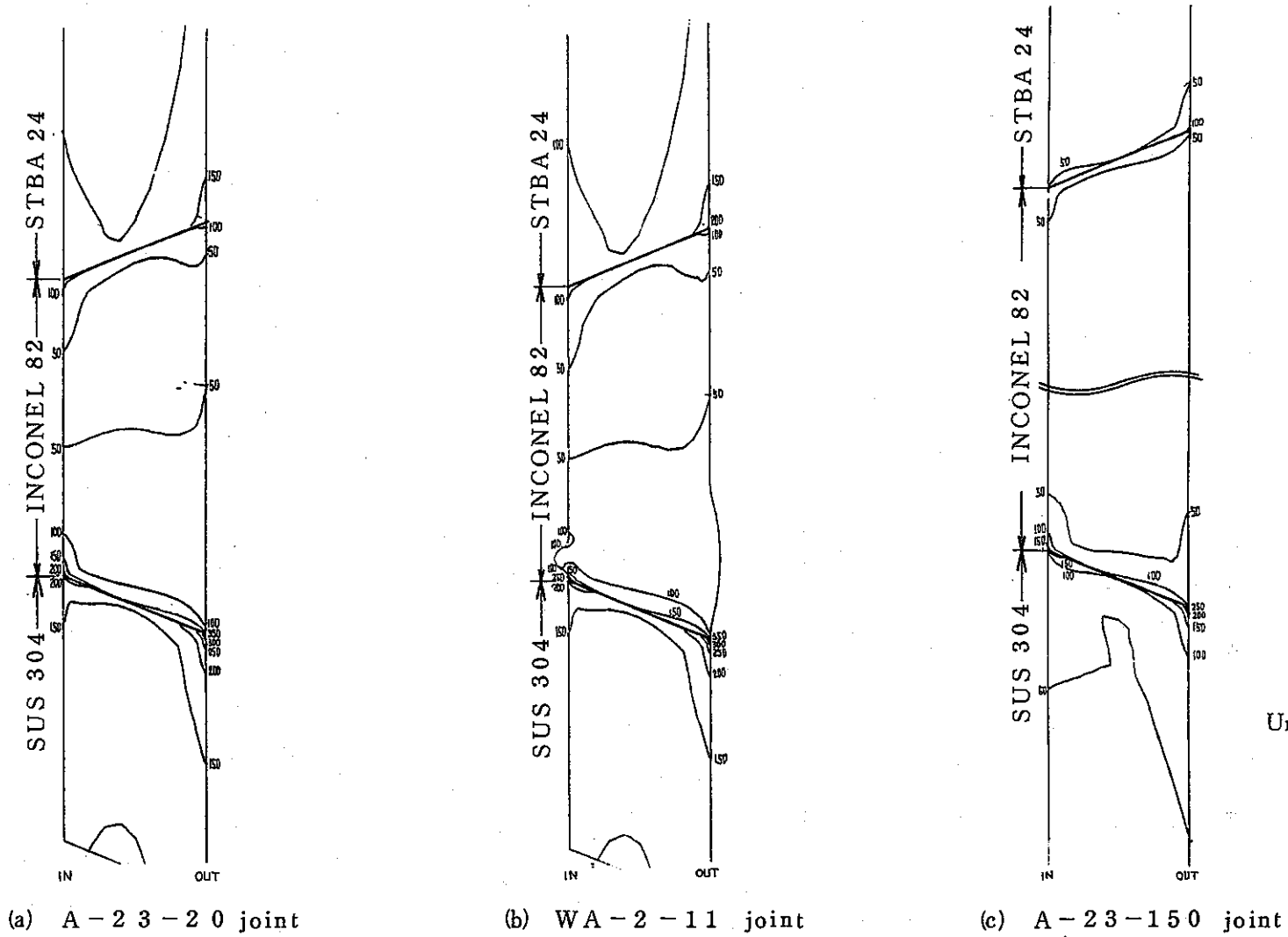
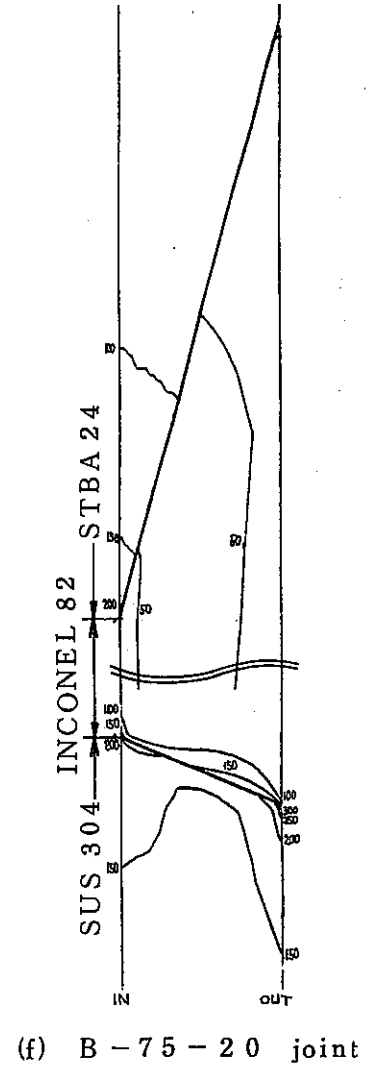
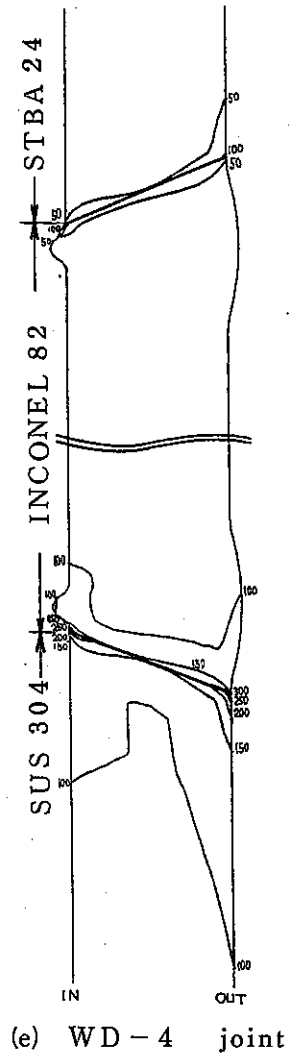
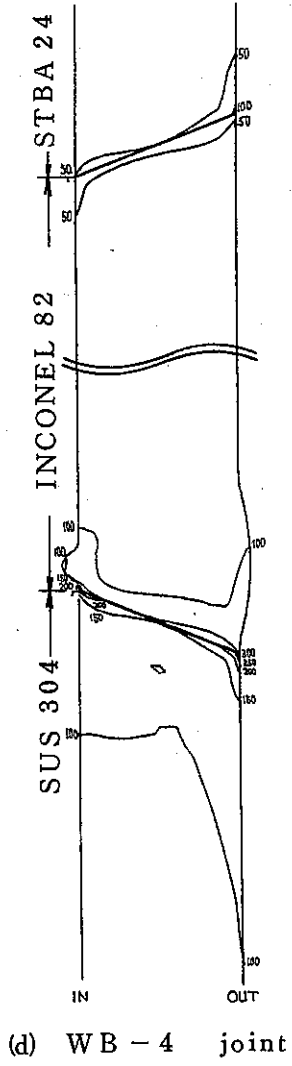
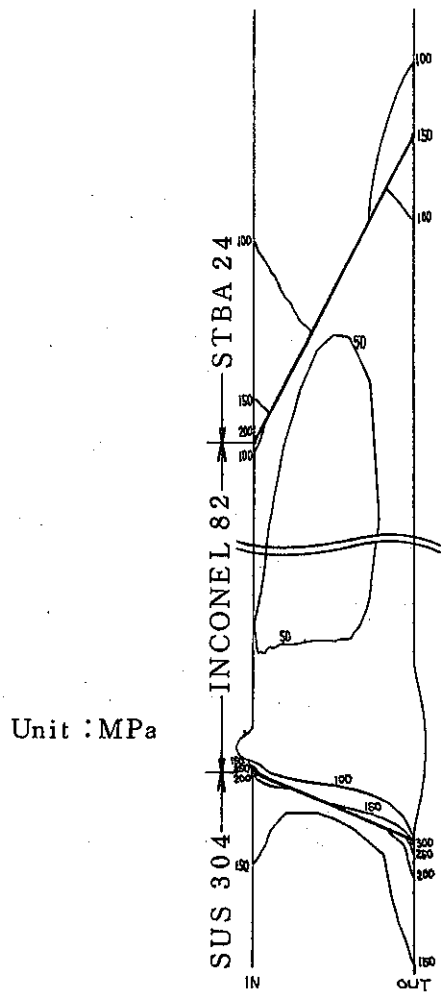


Fig. 51 Iso-stress curve for Mises' equivalent stress in dissimilar metal joints under uniform heatup



Unit : MPa



(g) WC - 4 joint

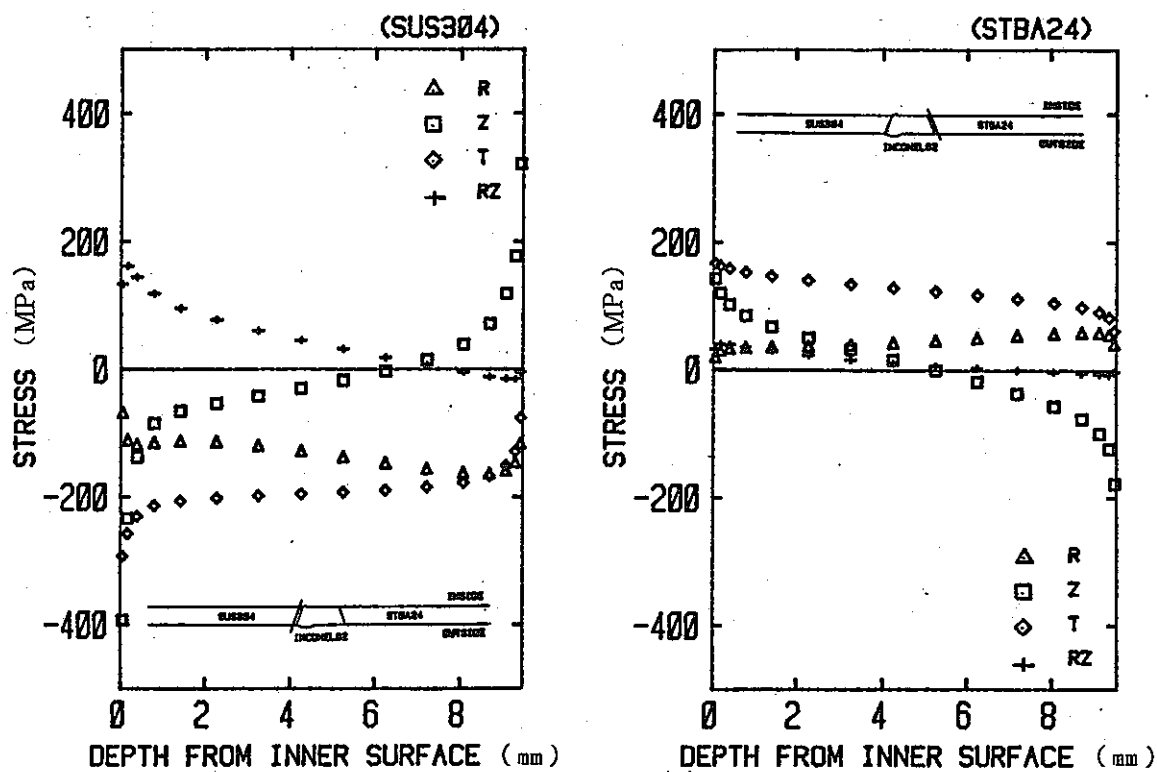
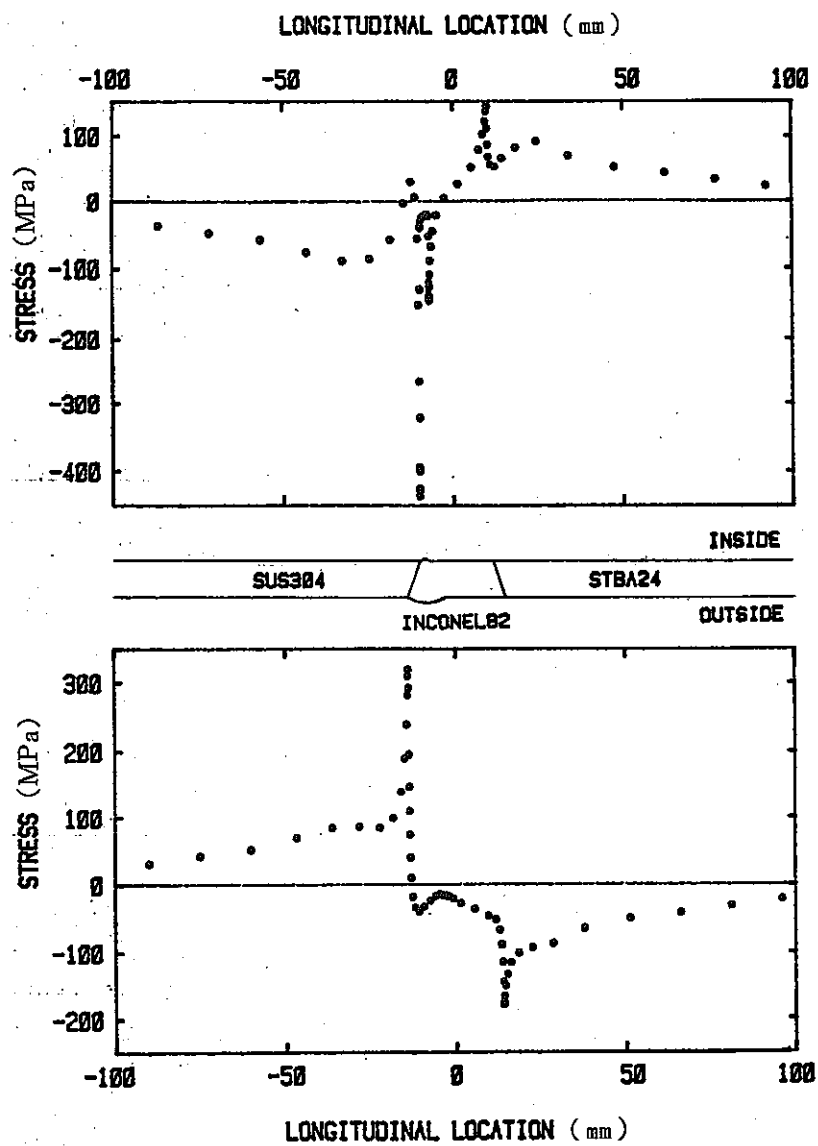
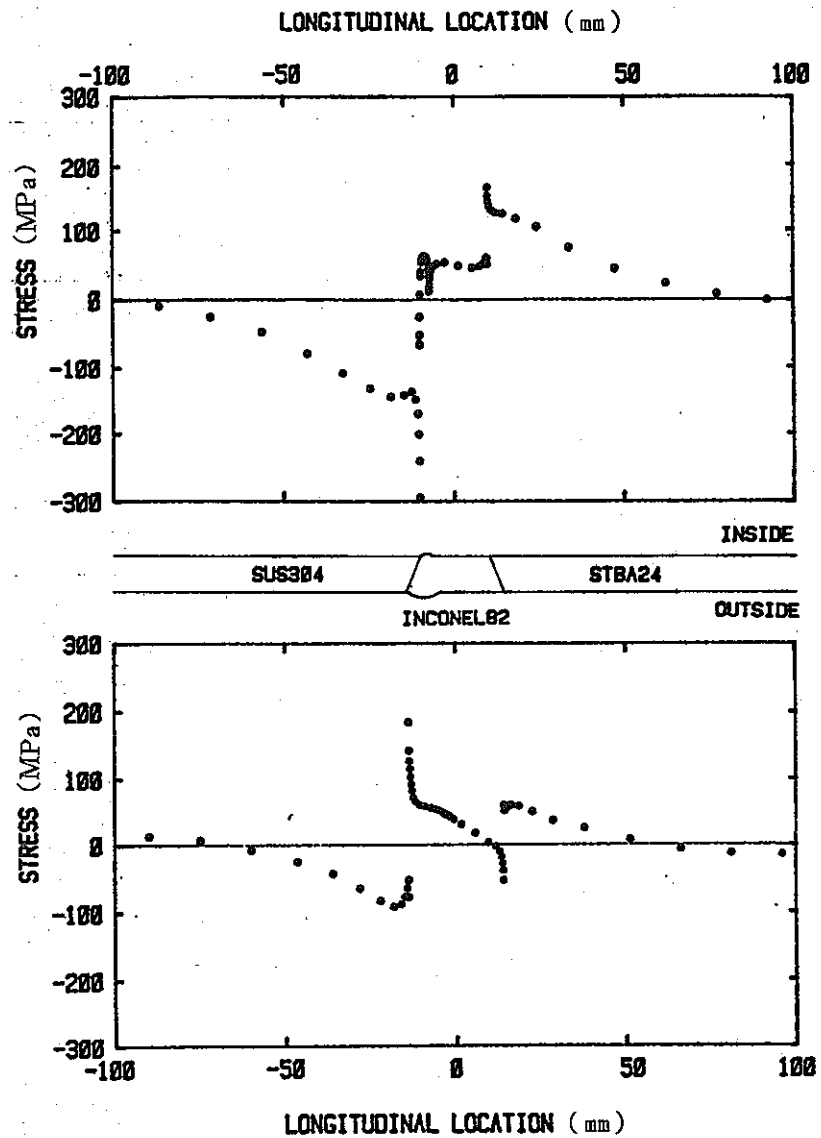


Fig. 52 Stress distribution in wall thickness along the material boundary (Case : WA-2-8)



(a) Longitudinal stress on the surface



(b) Circumferential stress on the surface

Fig. 53 Stress distributions on the surface (Case : WA-2-8)

(c) 余盛があると軸方向応力 (σ_z) のピーク成分が大きくなる。

次に余盛形状の影響を調べるためにWAタイプの継手について、余盛止端部の曲率半径 (ρ) と Mises 相当応力 ($\bar{\sigma}$) の関係を余盛高さ (h) をパラメータとして Fig. 54 にプロットした。ここで、 $\bar{\sigma}$ は境界の SUS 304 側の内表面への外挿値である。この図より、 ρ が小さいほど、また h が大きいほど $\bar{\sigma}$ が大きくなり、 ρ が小さいほど h による $\bar{\sigma}$ の増加が大きいことがわかる。すなわち、 ρ が小さいほど余盛削除の効果が大きい。

Fig. 55 は、 $\bar{\sigma}$ と ρ の関係を継手タイプを変化させてプロットしたものである。WA, WB, WCタイプでは SUS 304 側の $\bar{\sigma}$ を、WDタイプについては STBA 24 側の σ を示している。ここで、 $\rho = 0.2$ と $\rho = 1.5$ における σ の比をとってみると、WAが1.36, WBが1.37, WCが1.34, WDが1.40 となっており、 $\bar{\sigma}$ の集中の傾向に目立った差はみられない。なお、WA, WB, WCで $\bar{\sigma}$ の値に少し差がみられるのはバタリング厚さが異なるためと考えられる。以上より、継手タイプによって $\bar{\sigma}$ の値は若干変わるが、 $\bar{\sigma}$ の集中傾向にはほとんど影響しないといえる。

クリープ疲労損傷の評価値には余盛形状の影響がほとんどあられれない。前述のように、一様昇降温の場合のクリープ疲労損傷の大半は1次+2次応力によるクリープ損傷であり、一方余盛形状はピーク応力成分に主として影響を与えることよりこれは当然予想されることである。

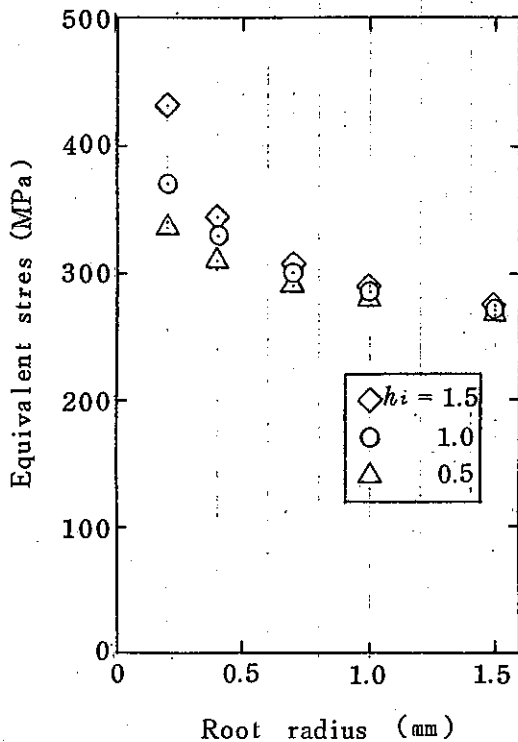


Fig. 54 Effect of weld bead height on the maximum equivalent stress on the inner surface (WA-type, SUS 304 side)

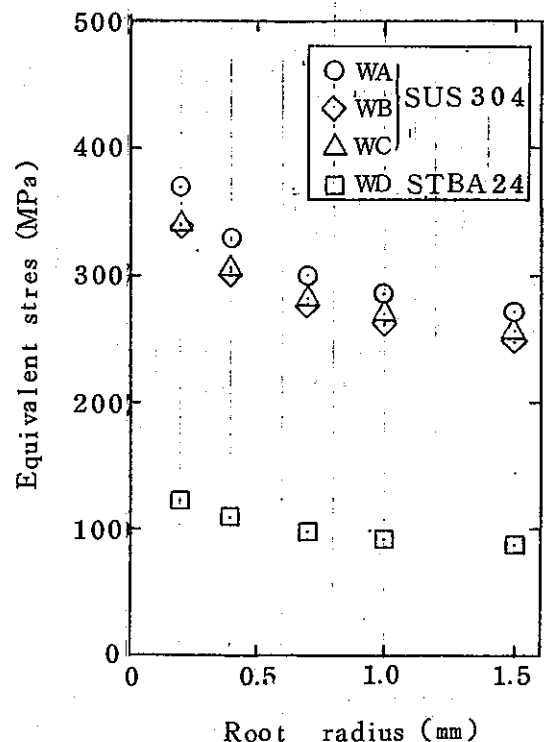


Fig. 55 Effect of joint type on the maximum equivalent stress on the inner surface ($h_i = 1.0$ mm)

(7) 異材継手部の応力指数 高温構造設計方針の中の管の設計方針では2次応力強さ範囲の簡易計算式が与えられており、異材継手部に熱膨張差によって生じる熱応力強さ範囲 ($\langle Q_t \rangle_R$) は次式

$$\langle Q_t \rangle_R = C_3 E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b | \quad \dots\dots\dots (21)$$

で算出される。ここで、 E_{ab} は両材料の縦弾性係数の平均値、 α_a 、 α_b はそれぞれの瞬間熱膨張係数で、ともに200℃における値を用いる。 $C_3 = 1.0$ である。高温設計方針では $\langle Q_t \rangle_R$ に対応するピーク熱ひずみ範囲の算出式が与えられていないが、ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, NB-3650⁽¹⁹⁾では疲労設計用にピーク応力強さ範囲の計算式が与えられており、異材継手部の熱応力については次式のとおりである。

$$\langle Q_t + F_t \rangle_R = K_3 C_3 E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b | \quad \dots\dots\dots (22)$$

ここで、 K_3 は余盛を削除した継手で $K_3 = 1.1$ 、As weld の場合 $K_3 = 1.7$ とされている。

ここでは、一連の弾性解析結果に基づいて、バタリング厚さ、開先角度及び余盛形状を考慮した簡便な応力指数計算式を求める。

溶接部の余盛を近似的に突出部を有する板とみなす。熊谷らは突出部を有する板に引張荷重を加えたときの隅肉部(余盛止端部に相当する)の応力集中係数を実験的に検討し、Heywood⁽²⁰⁾の式に修正を加えた次式を提案した。

$$K = 1 + C Q^\alpha \quad \dots\dots\dots (23)$$

ここで、 K は応力集中係数であり、

$$Q \equiv \frac{\Delta - 1}{2(2.8\Delta - 2)} \frac{d}{\rho}$$

$$C = 1 - 0.48 e^{-0.74L/d} \quad \dots\dots\dots (24)$$

$$\alpha = 0.65 - 0.1 e^{-0.63L/d}$$

である。Fig. 56 に形状に関する記号の意味を示す。

寺崎らは溶接継手の余盛形状の因子を実験で調べ、応力集中係数を算出する次のような近似式を導いた。

$$K = 1 + 0.68 \left(\frac{L}{d} \right)^{0.2} A \cdot Q^{0.3} \quad \dots\dots\dots (25)$$

ここで

$$A = \frac{1 - \exp \{ -0.90 \phi \sqrt{d/h+2} \}}{1 - \exp \{ -0.45 \pi \sqrt{d/h+2} \}} \quad \dots\dots\dots (26)$$

である。式(25)の適用範囲は $0.1 \leq \frac{h}{\rho} \leq 80$, $0.15 \leq \frac{L}{d} \leq 2.3$, $0.05 \leq \frac{h}{d} \leq 0.25$ とされている。

Table 18に SUS 304 同材継手モデル (WTタイプ) の単軸引張応力集中係数の有限要素法による解析値を上式 (23) 及び (25) による計算値と比較して示す。上の2式はいずれもかなりよい推定値を与えるが、熊谷らの式 (23) の方がやや安全側である。

異材継手の引張応力集中係数は熱過渡応力や一様昇温熱応力の集中係数より通常大きいので、(8) 余盛による応力指数 K は熊谷らの式 (23) で計算することにする。

バタリング厚さ (ℓ) の効果は Fig. 33~35 に示されるように $\ell \approx \sqrt{\text{管径}(D_m) \times \text{肉厚}(t)}$ で飽和し、飽和時の応力軽減量は熱膨張差 $\Delta(\alpha T)$ の減少量にほぼ比例する。そこで、バタリング厚さにかかわる応力指数 C_1 を次式で表わすことにする。

$$C_1 = 1 - \left(\frac{\Delta\sigma_{t0} - \Delta\sigma_{t1}}{\Delta\sigma_{t0}} \right) \sin \left(\frac{\ell}{\sqrt{D_m t}} \cdot \frac{\pi}{2} \right), \quad \ell \leq \sqrt{D_m t} \quad \dots (27)$$

$$\frac{\Delta\sigma_{t1}}{\Delta\sigma_{t0}}, \quad \ell > \sqrt{D_m t}$$

ここで

$$\Delta\sigma_t = E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b | \quad \dots (28)$$

である。2つの材料が SUS 304 と STBA 24 のとき $\Delta\sigma_{t0}$, INCONEL 82 と SUS 304 あるいは STBA 24 の組合せのとき $\Delta\sigma_{t1}$ と表わす。 $\ell = 0$ のときは $C_1 = 1.0$ となる。

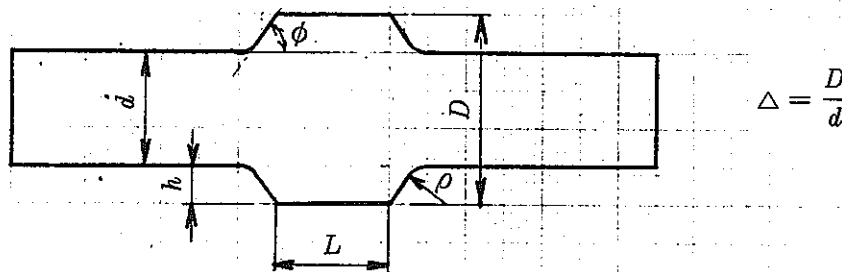


Fig. 56 Geometry of a plate with fillets

Table 18 Stress concentration factors of WT - type joints subjected to uniaxial load

Joint	IN or OUT	ρ (mm)	h (mm)	Stress concentration factor		
				F E M	Eq (23)	Eq (25)
WT 1	IN	0.2	1.0	1.900	2.283	1.778
	OUT	1.0	0.7	1.459	1.572	1.354
WT 2	IN	0.4	1.0	1.721	1.866	1.632
	OUT	2.0	0.7	1.370	1.377	1.287
WT 3	IN	0.7	1.0	1.577	1.630	1.534
	OUT	3.5	0.7	1.296	1.269	1.243
WT 4	IN	1.0	1.0	1.481	1.514	1.480
	OUT	5.5	0.7	1.235	1.205	1.212
WT 5	IN	1.5	1.0	1.398	1.409	1.425

開先角度 (θ) の影響は Fig. 45~47 に示されるように、内面側は $\theta = 60$ 度で最大応力を生じ、外面側は $30 \sim 45$ 度で応力が最大となる。応力指数の最大値はバタリング厚さが大きいほど大きくなり、 $l = 150$ mm のときの内面で 3 となる。これらの結果を参考にして、開先角度に関する応力指数 C_2 を次式で表わす。

$$C_2 = \text{Max} [C_{2 \text{ in}}, C_{2 \text{ out}}] \quad \dots\dots\dots (29)$$

$$C_{2 \text{ in}} = 1 + \Delta C_{2 \text{ in}} \cos \left(\frac{\theta - \theta_{\text{max}}}{\theta_{\text{max}}} \frac{\pi}{2} \right) \quad \dots\dots\dots (30)$$

$$\Delta C_{2 \text{ in}} = \begin{cases} 2 \left(1 - \frac{l}{\sqrt{D_m t}} \right), & l \leq \sqrt{D_m t} \\ 2 & l > \sqrt{D_m t} \end{cases} \quad \dots\dots\dots (31-1)$$

$$\Delta C_{2 \text{ out}} = \begin{cases} 1 - \frac{l}{\sqrt{D_m t}}, & l \leq \sqrt{D_m t} \\ 1 & l > \sqrt{D_m t} \end{cases} \quad \dots\dots\dots (31-2)$$

ここで、前述の解析結果に基づいて内面側は $\theta_{\text{max}} = \frac{\pi}{3}$ 、外面側は $\theta_{\text{max}} = \frac{\pi}{6}$ とする。

結局、異材継手に一様昇降温によって生じる応力強さ範囲の簡易計算式は次のようになる。

$$\text{1次 + 2次応力強さ範囲} = C_1 \cdot C_2 E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b | \quad \dots\dots\dots (32)$$

$$\text{ピーク応力強さ範囲} = K C_1 \cdot C_2 E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b |$$

Table 19 に有限要素法による解析で得られた応力強さ範囲と (32) 式による計算値を比較して示す。(32) 式による簡易計算値は詳細解析値よりかなり安全側であるが、これは指数がすべて 1.0 の場合の応力強さ範囲 $E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b |$ が実際より大きいためである。両材料が熱膨張差による管径のくいちがいを平等に負担するならこの値の半分強の応力強さ範囲になる。仮に、基本応力強さ範囲を A-0-0 継手の解析結果を参考にして $0.7 E_{ab} | \alpha_a T_a - \alpha_b T_b |$ とすると、簡易式の推定精度は改善される。

Table. 19 Stress intensity range by Eq (32) and by FEM

Case	FEM				Simplified method			
	SUS 304		STBA 24		SUS 304		STBA 24	
	<i>P+Q</i>	<i>F</i>	<i>P+Q</i>	<i>F</i>	<i>P+Q</i>	<i>F</i>	<i>P+Q</i>	<i>F</i>
E-23-0	28.99	50.1	30.89	53.82	86.5	86.5	86.5	86.5
A-0-20	21.86	27.48	18.37	21.23	34.96	34.96	27.56	27.56
A-23-20	25.21	44.76	16.98	25.82	63.05	63.05	49.71	49.71
A-23-150	21.89	40.03	7.89	14.05	56.38	56.38	19.30	19.30
A-75-20	29.80	52.22	15.57	23.07	81.68	81.68	64.39	64.39
WA2-11(Inside)	24.82	33.98	—	—	63.05	95.48	—	—
WA2-11(Outside)		44.76	—	—		75.98	—	—
WD-4 (Inside)	21.98	31.76	7.78	11.05	56.38	85.37	19.30	29.23
WD-4 (Outside)		40.36	—	14.24		67.94		23.26

3.4.2 非弾性解析結果

(1) 解析ケース 非弾性解析は、弾性解析と同じ管寸法で Fig. 57 に示すように 2 サイクルまで実施した。解析ケースを Table 20 に示す。C-0-20 等のケース番号は弾性解析の A-0-20 等のケースに対応している。C-F-20 は、弾性解析結果に基づいて強度上最も望ましい開先形状として提案されたもので、Fig. 58 にその形状を示す。なお、Table 20 に示した他に熱サイクル試験の供試体のモデルで 1 ケース非弾性解析を実施した。この結果は第 2 章で述べたのでここでは省略する。

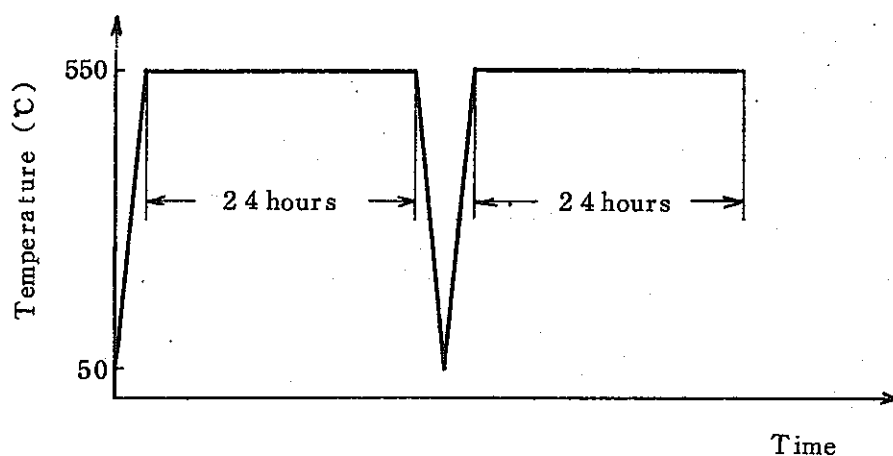


Fig. 57 Thermal load (Uniform heatup, hold at elevated temperature and uniform cooldown)

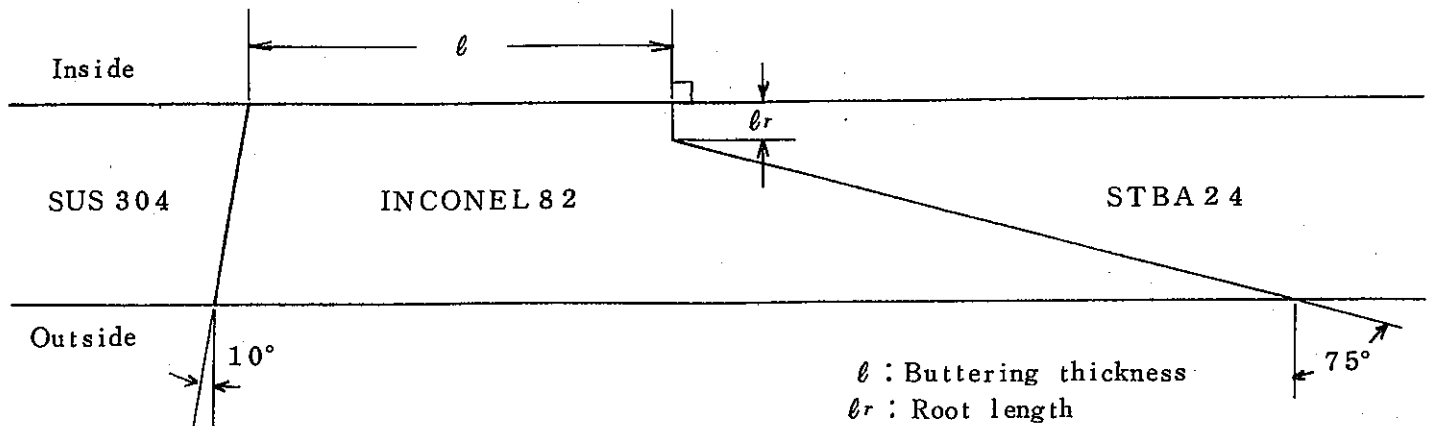


Fig. 58 Geometry of recommended groove

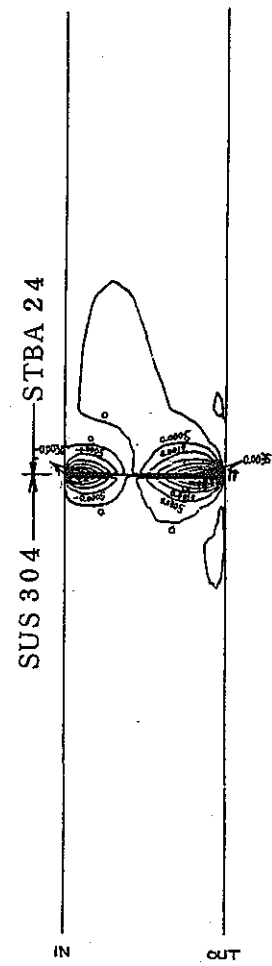
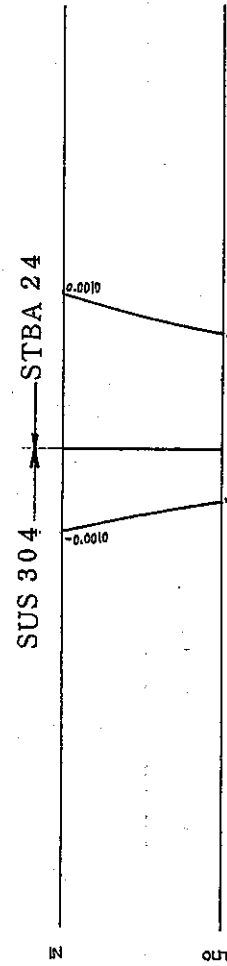
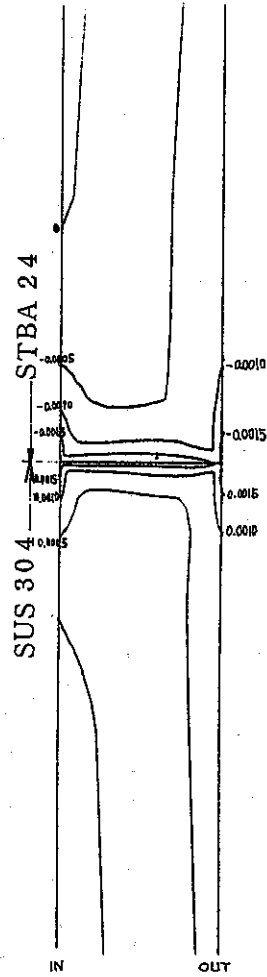
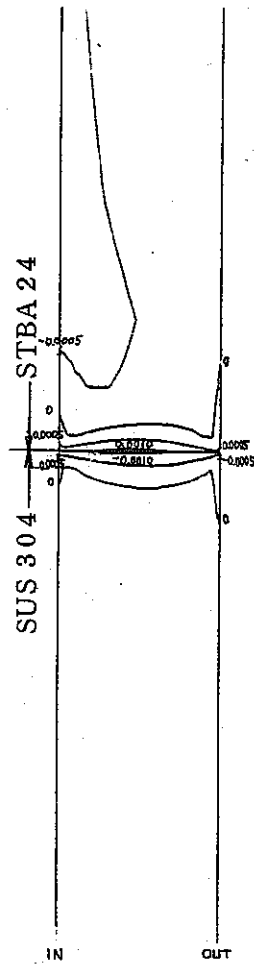
Table 20 Case of inelastic and lysis

Case	Groove type	Buttering thickness (mm)	Groove angle (radian)	Note
C-0-0	Symmetric	0	0	Corresponding to A-0-0
C-23-0	Antisymmetric	0	$\pi/8$	" E-23-0
C-0-20	Symmetric	20	0	" A-0-20
C-23-20	Symmetric	20	$\pi/8$	" A-23-20
C-F-20	Asymmetric	20	-	Recommended groove

(2) 材料境界付近の応力，ひずみ，変形の特徴 材料境界付近の応力，ひずみ・変形を最も基本的な継手形状であるC-0-0継手で検討する。Fig. 59, 60に等ひずみ範囲線図を示す。弾性応力分布と同様に、半径方向ひずみ範囲($\Delta \epsilon_r$)とせん断ひずみ範囲($\Delta \gamma_{rz}$)は材料境界付近に集中しており、一方、軸方向ひずみ範囲($\Delta \epsilon_z$)と円周方向ひずみ範囲($\Delta \epsilon_\theta$)は材料境界から少し離れたところまで分布している。 $\Delta \gamma_{rz}$ が他の成分に比べて大きい。 $\Delta \epsilon_\theta$ は境界での集中がみられない。相当ひずみ範囲($\Delta \bar{\epsilon}$)は、境界付近に集中しており、STBA 24側の方が大きい。また2サイクル目の $\Delta \bar{\epsilon}$ は1サイクル目に比べて小さい。

Fig. 61に1サイクル目の昇温時の降伏域の分布を示す。降伏は材料境界に近い側から進展しており、壁厚内部よりも表面、特に外表面側の降伏が早く起きる。これらは弾性解析結果得られた応力の大小と対応している。

Fig. 62, 63に境界及び内外表面に沿った2サイクル目の相当ひずみ範囲の分布を示す。ひずみ範囲はSTBA 24側の方が大きく、SUS 304, STBA 24とも表面から少し入ったところにピークが生じている。表面に沿った分布では境界にひずみ範囲の集中がみられる。



(a) Radial strain range $(\Delta \epsilon_r)$ (b) Axial strain range $(\Delta \epsilon_z)$ (c) Circumferential strain range $(\Delta \epsilon_\theta)$ (d) Shear strain range $(\Delta \gamma_{rz})$

Fig. 59 Iso-strain-range curve (C-0-0 joint, 1st cycle)

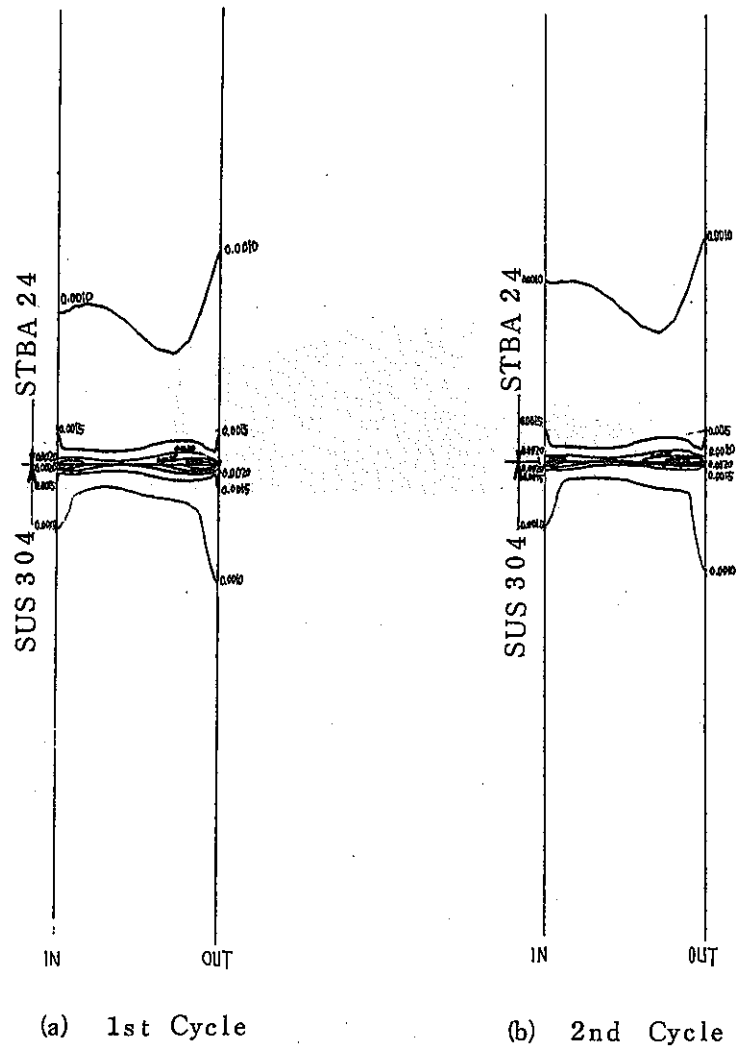


Fig. 60 Iso-equivalent-strainrange curve (C-0-0 joint)

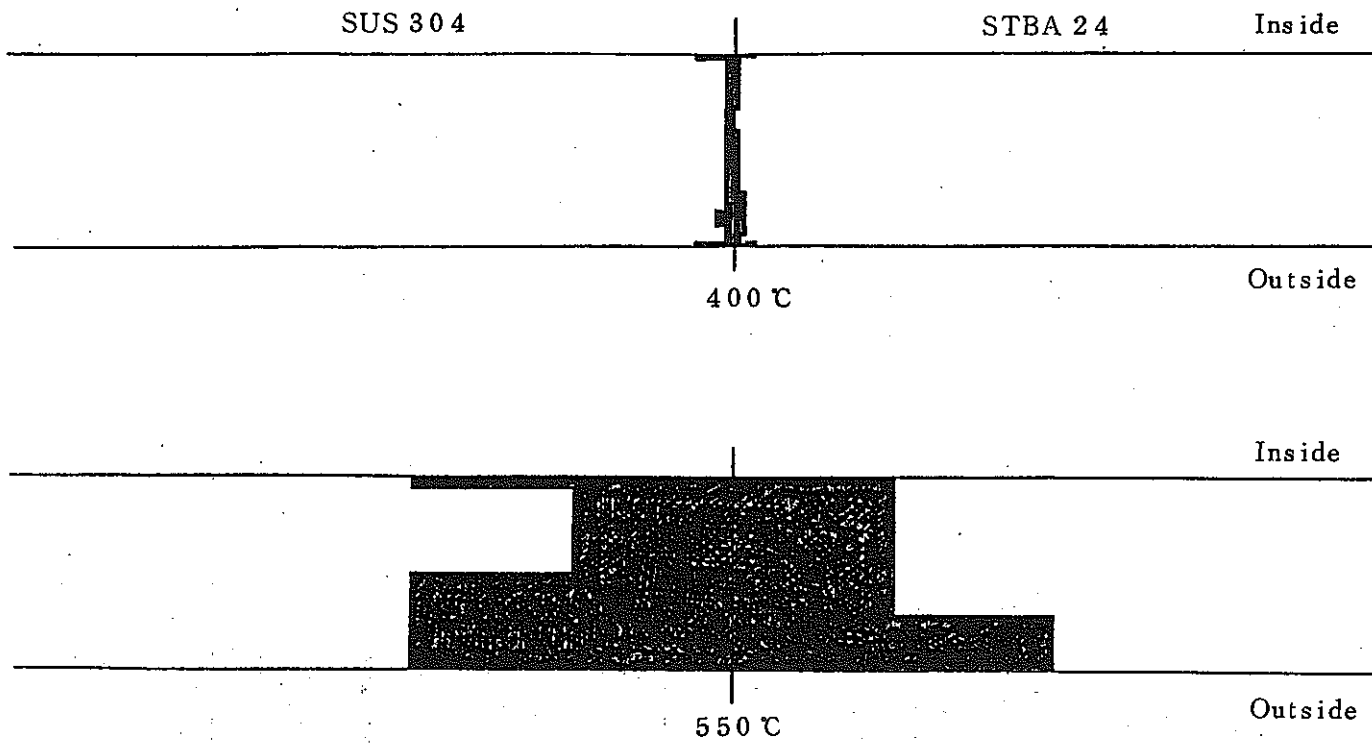


Fig. 61 Distribution of yielded area (C-0-0 joint 1st. Cycle)

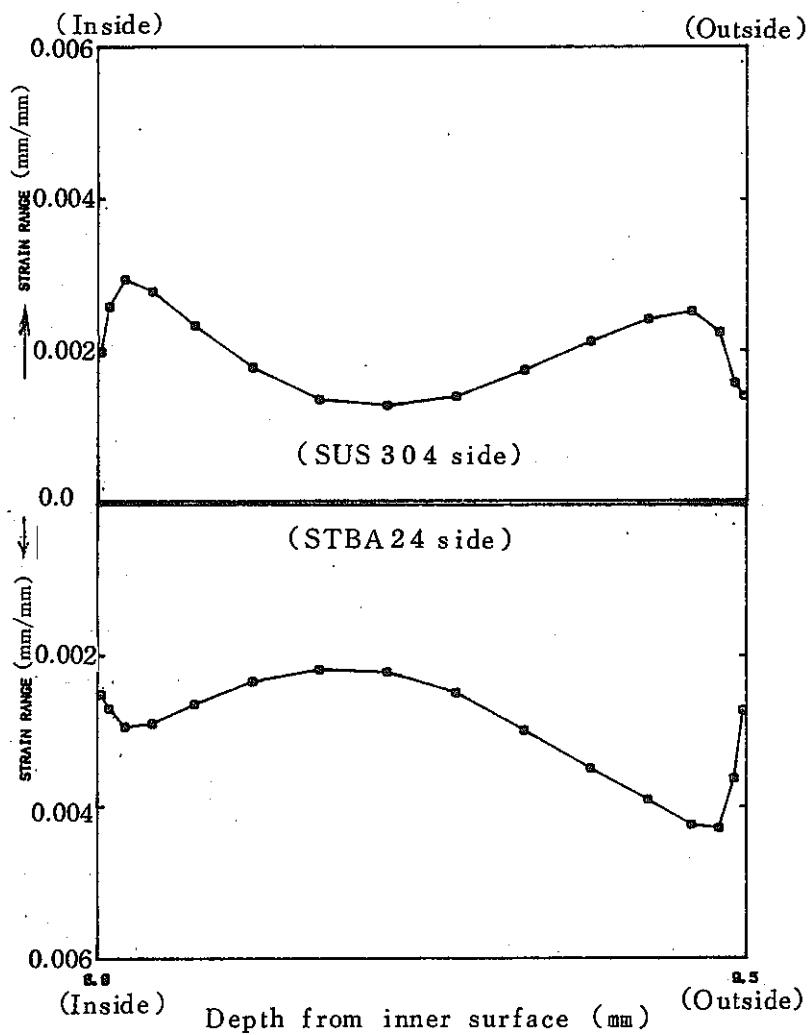


Fig. 62 Distribution of strain range in wall thickness along the material boundary (C-0-0 joint, 2nd cycle)

Fig. 64にSUS304とSTBA24の内面側と外面側でそれぞれ相当ひずみ範囲がピークとなっている要素の応力-ひずみ履歴曲線を示す。これらの図より、STBA24側で1サイクル目に少し弾性追従がみられる、2サイクル目ではほとんどシェイクダウンしている、せん断ひずみ範囲 $\Delta\gamma_{rz}$ が大きい、等のことがわかる。

Fig. 65にC-0-0継手の材料境界付近での1サイクル目昇温直後及び24時間保持後の内表面の半径方向変位の分布を示す。クリープが生じやすいSTBA24側がSUS304側に引張られる傾向はあるが、大きな弾性追従はみられない。

以上をまとめると、ひずみは境界付近に集中して生じ、せん断ひずみ範囲が大きい、クリープによる弾性追従がSTBA24側に少し生じ、そのためSTBA24側の方がSUS304側よりひずみ範囲が大きい、2サイクル目ではほとんどシェイクダウンする、等の結果がC-0-0継手の非弾性解析によって得られた。

(3) クリープ疲労損傷の分布 高温構造設計方針の一般規定にしたがってクリープ疲労損傷を計算した。荷重条件は、50℃から550℃まで一様に昇温して24時間保持した後、50℃まで一様に降温する熱サイクルを200回繰返すものとした。なお、2サイクル目でほぼシェイクダウンしていることを考え、全損傷=(1サイクル目の損傷)+(2サイクル目の損傷) $\times 199$ として計算した。

基本的な継手形状であるC-0-0について、境界に沿った断面での損傷の分布をFig. 66に示す。図より、STBA24の損傷がSUS304に比べて大きいこと、ひずみ範囲分布と同様に表面より少し壁厚内に入ったところで損傷分布のピークが生じることがわかる。Fig. 67にク

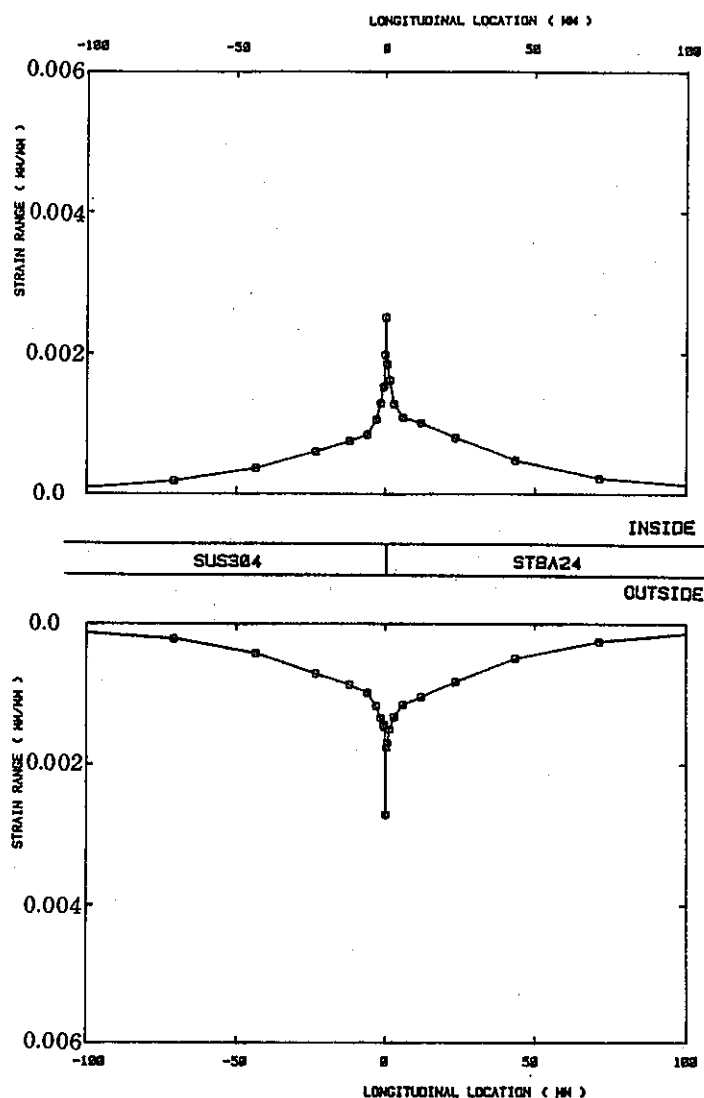
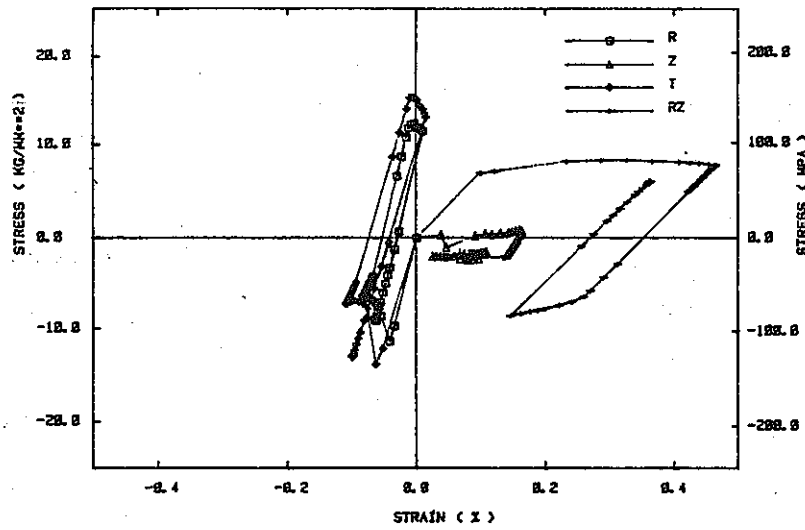
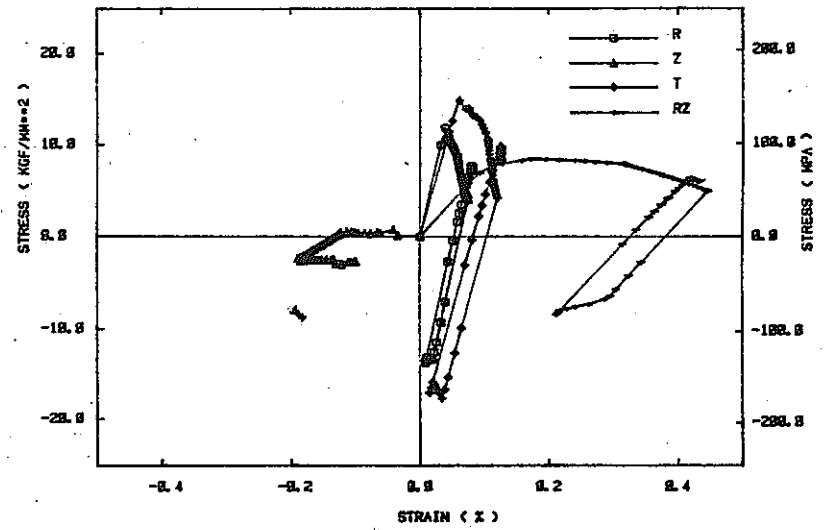


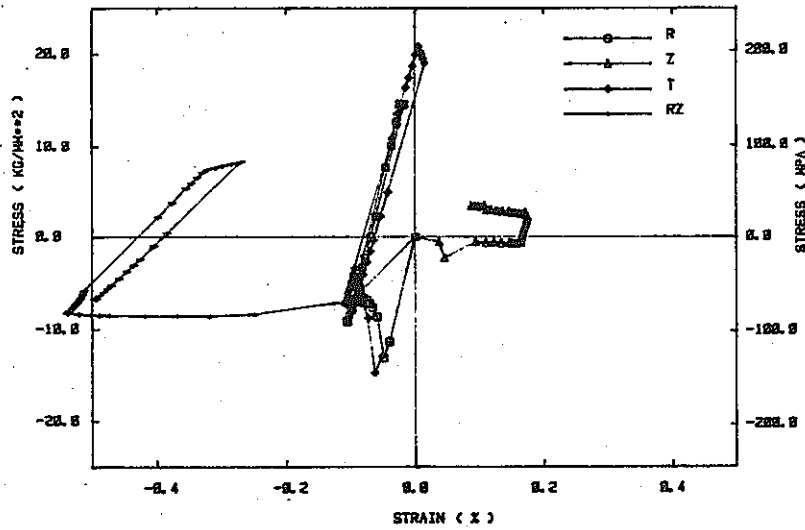
Fig. 63 Distribution of strain range on the surface (C-0-0 joint, 2nd cycle)



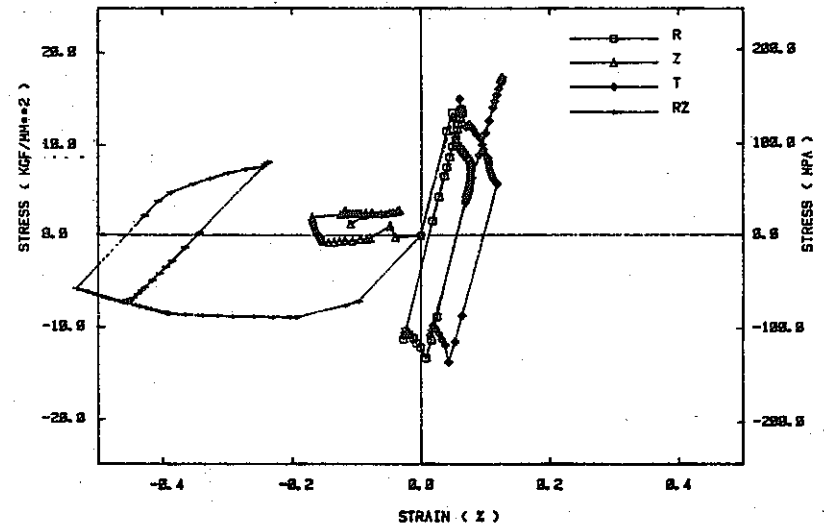
(a) SUS 304 Inside



(c) STBA 24 Inside



(b) SUS 304 Outside



(d) STBA 24 Outside

Fig. 64 Stress-strain history on the material boundary (C-0-0 joint)

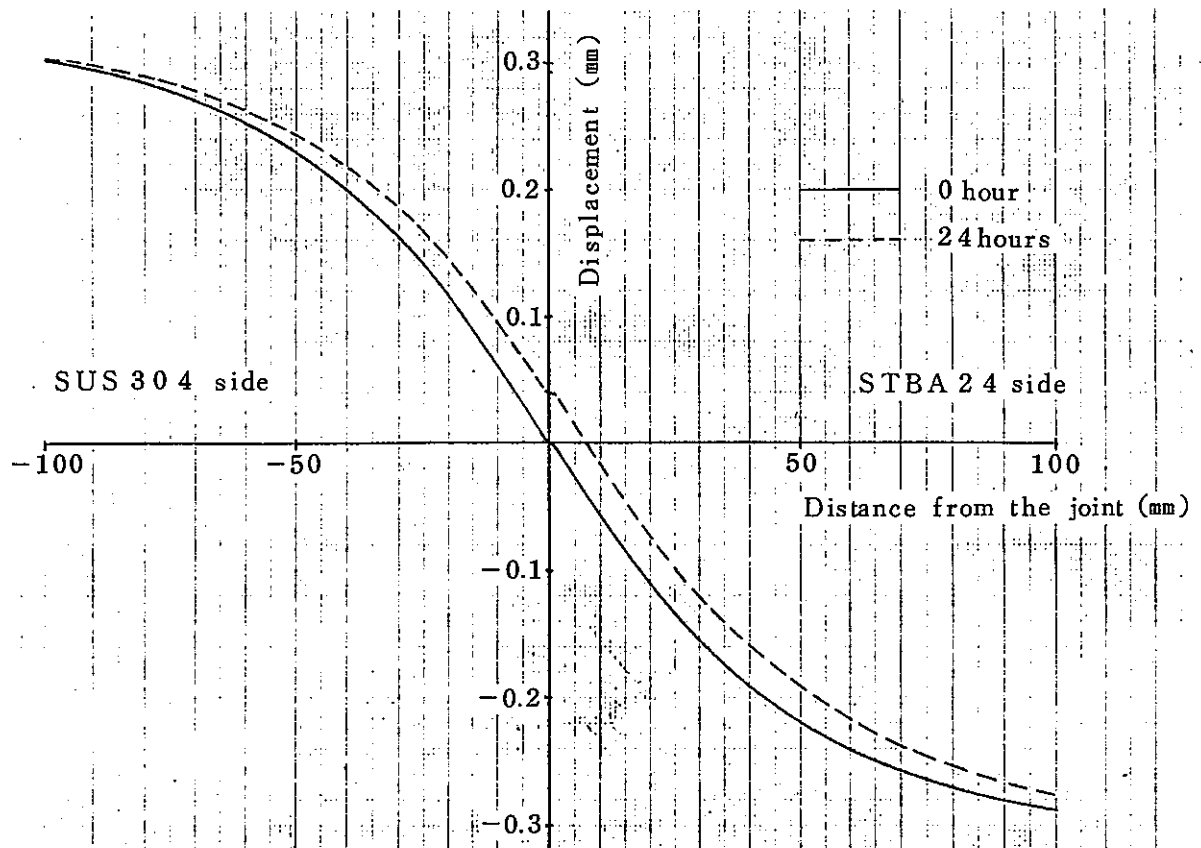


Fig. 65 Distribution of radial displacement of the inner surface
(C-0-0 joint, 1st Cycle)

クリープ疲労損傷の時間的な累積状況を示す。着目した要素は表面近傍のひずみ範囲がピークを示す要素である。ここで、疲労損傷は各サイクル終了時に加算した。図より、STBA 24では全損傷の大半がクリープ損傷である、SUS 304では疲労損傷とクリープ損傷の大きさが同程度である、1サイクル目よりも2サイクル目の方が損傷が小さい、等がわかる。

(4) インコネルのバタリングの効果 弾性解析結果より INCONEL 82 をバタリングすることにより STBA 24 側の応力をかなり低減できることがわかった。ここでは、バタリング厚さ 20 mm、開先角度 0 度の継手 C-0-20 の非弾性解析結果によってバタリングの効果を検討する。

1 サイクル目の等ひずみ範囲線図を Fig. 68 に示す。C-0-0 継手の結果 (Fig. 60) と比べて STBA 24 側境界のひずみ範囲が小さくなっている。1 サイクル目 550℃ 昇温直後の降伏領域の分布を Fig. 69 に示す。C-0-0 継手の結果 (Fig. 61) と比べて STBA 24 側の降伏領域の広がりが小さくなっている。

2 サイクル目のひずみ範囲の分布を Fig. 70, 71 に示す。C-0-0 継手の結果 (Fig. 62, 63) と比較すると、STBA 24 側のひずみ範囲の低下が大きい。

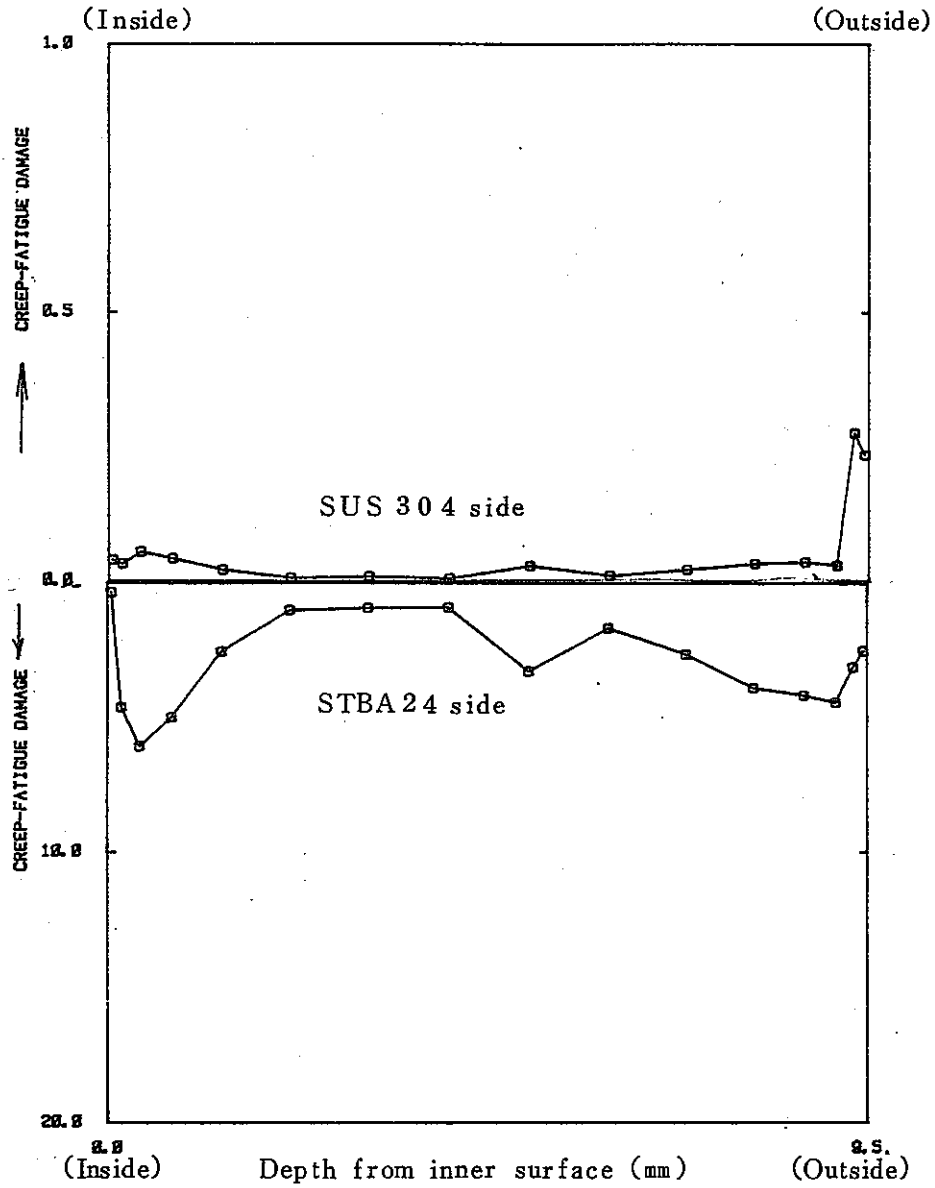


Fig. 66 Distribution of creep-fatigue damage in wall thickness along the material boundary (C-0-0 joint, 200cycle)

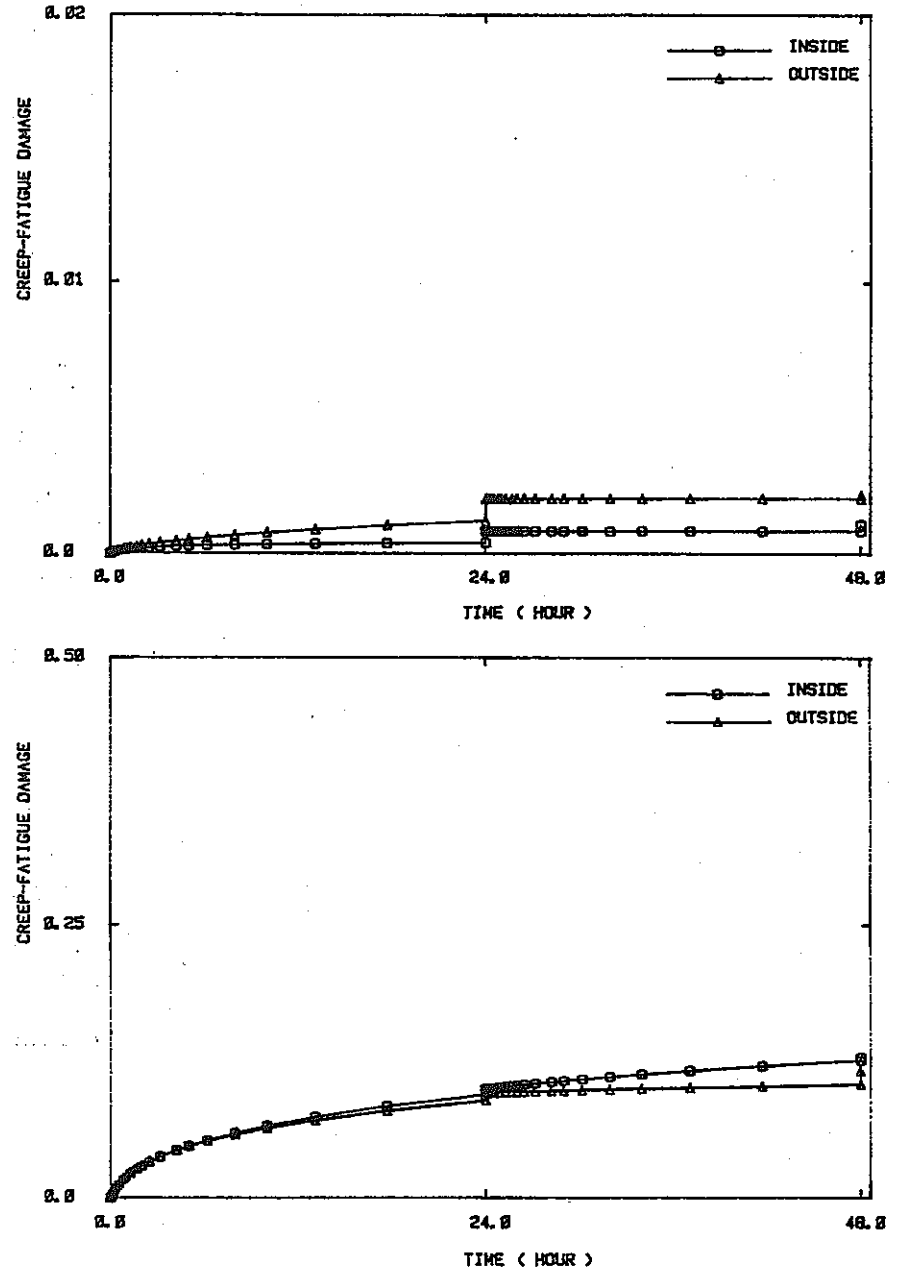


Fig. 67 Time history of creep-fatigue damage near the surface along the material boundary (C-0-0 joint)

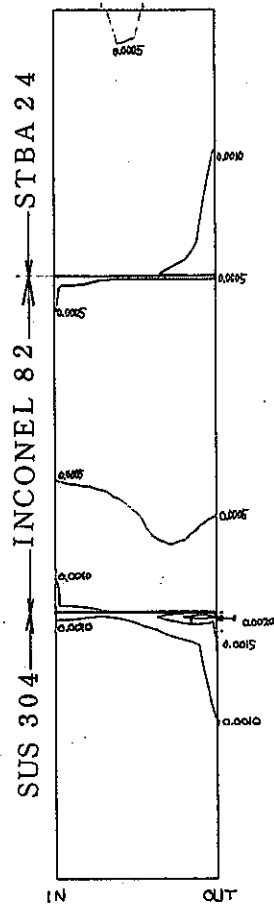


Fig. 68 Iso-equivalent-strainrange curve (C-0-20 joint, 1st cycle)

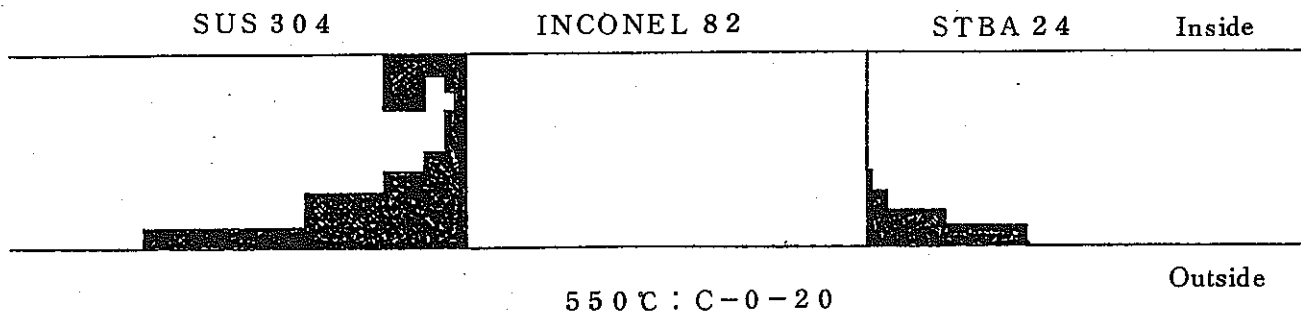


Fig. 69 Distribution of yielded area (C-0-20 joint, 1st cycle)

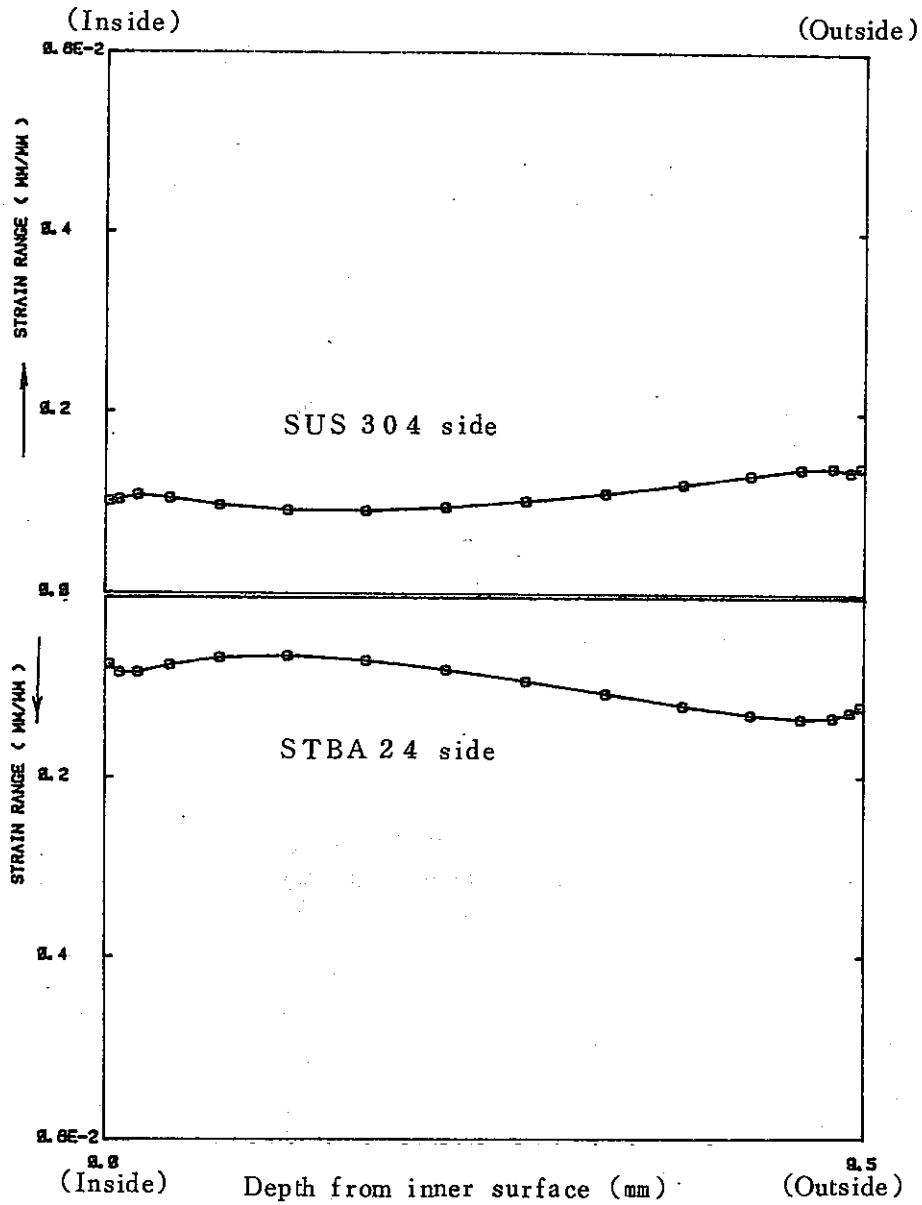


Fig. 70 Distribution of strain range in wall thickness along the material boundary (C-0-20 joint, 2nd cycle)

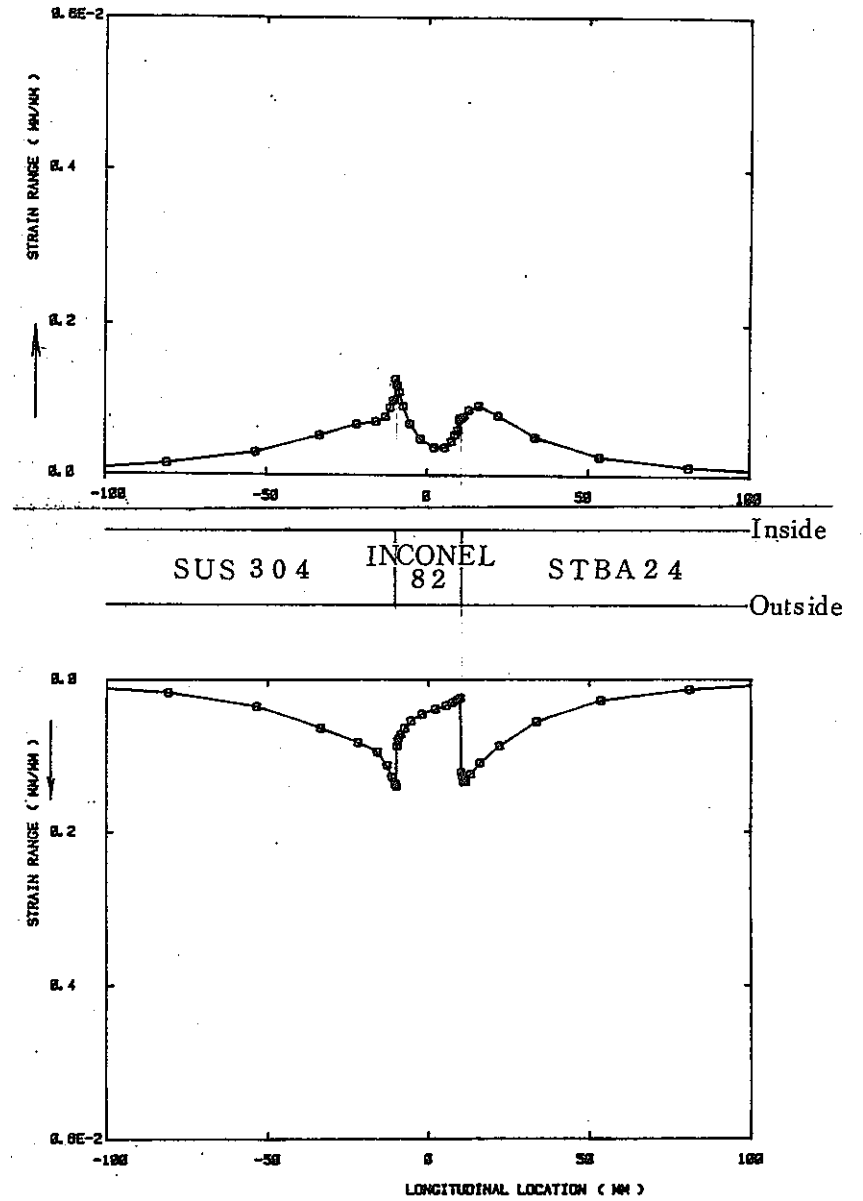
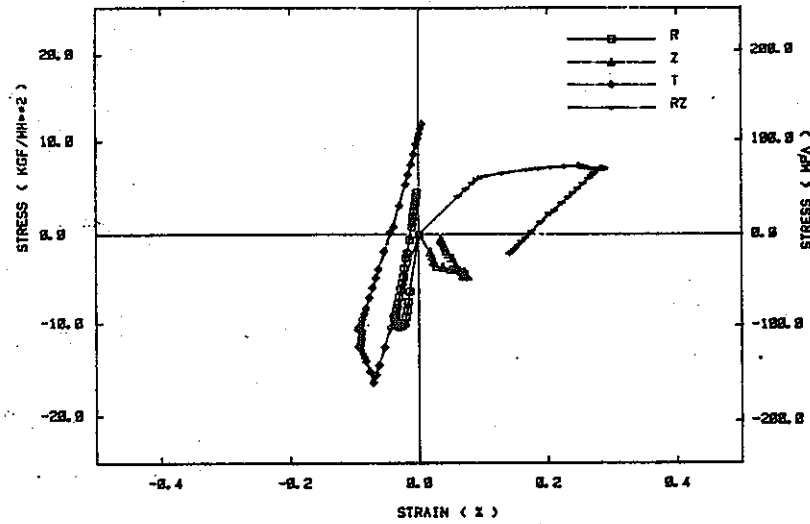
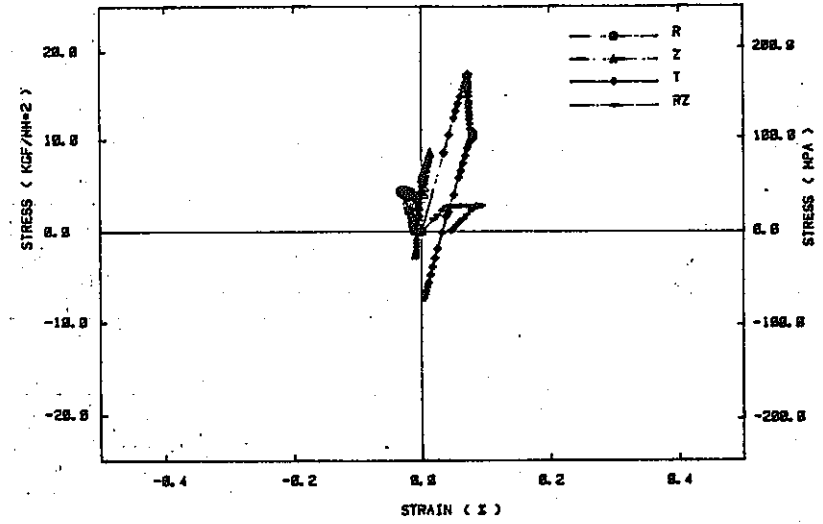


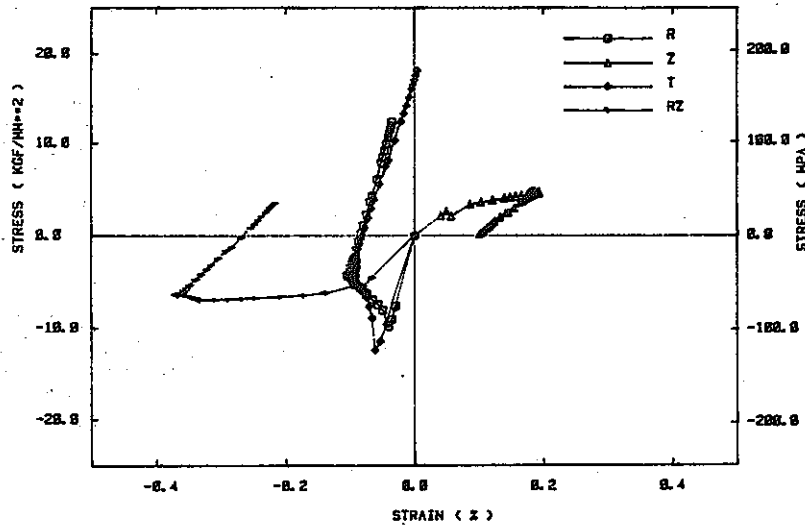
Fig. 71 Distribution of strain range on the surface (C-0-20 joint, 2nd cycle)



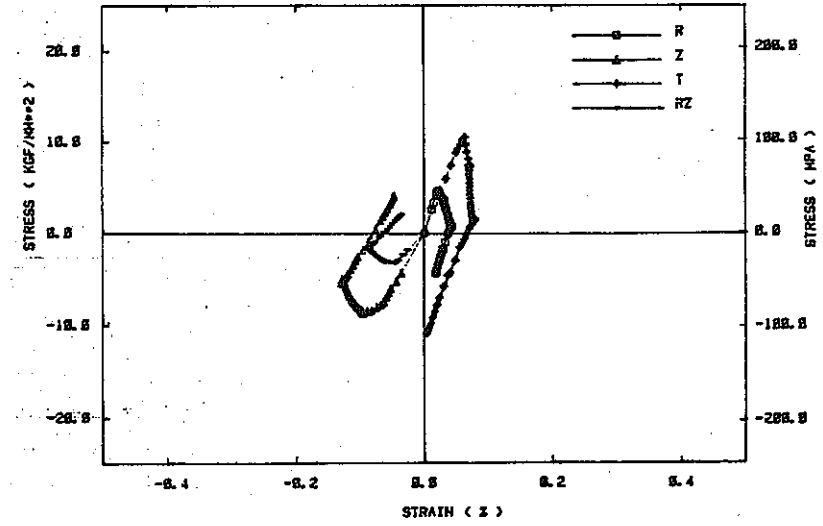
(a) SUS 304 Inside



(c) STBA 24 Inside



(b) SUS 304 Outside



(d) STBA 24 Outside

Fig. 72 Stress-strain history on the surface along the material boundary (C-0-20 joint)

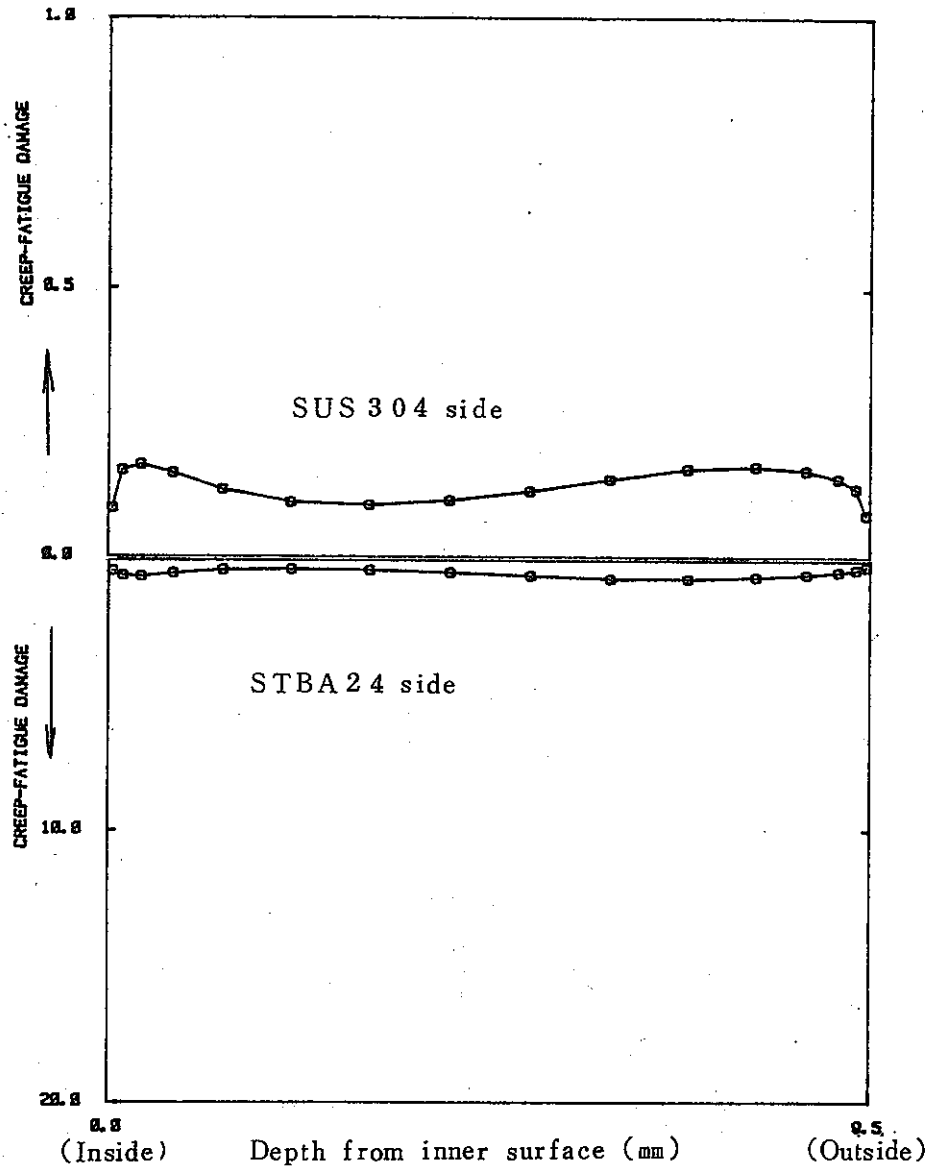
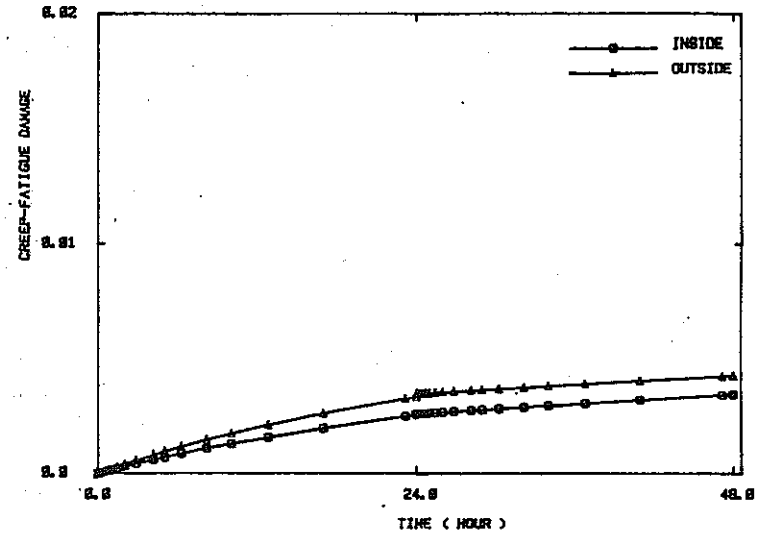
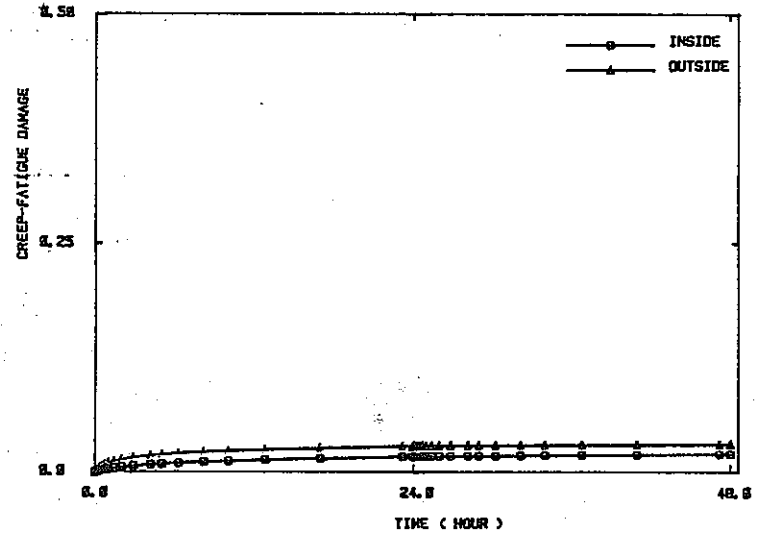


Fig. 73 Distribution of creep-fatigue damage in wall thickness along the material boundary (C-0-20 joint, 200 cycle)



(a) SUS 304 side



(b) STBA 24 side

Fig. 74 Time history of creep-fatigue damage on the surface along the material boundary (C-0-20 joint)

Fig. 72に応力-ひずみ履歴曲線を示す。SUS304側、STBA24側のいずれもC-0-0継手の場合(Fig. 64)に比べてひずみ範囲が小さくなっており、2サイクル目はほぼシェイクダウンしている。SUS304側に1サイクル目保持時に弾性追従が少しみられるが、これは隣接するINCONEL 82がクリープを生じにくいためと考えられる。

Fig. 73に示すクリープ損傷の分布、Fig. 74に示す損傷の累積状況からもSTBA24側の損傷、特にクリープ損傷の低減が著しいことがわかる。SUS304側の損傷がC-0-0継手に比べて少し大きくなっているのは、隣接するINCONEL 82のクリープが小さいため境界でのSUS304側の応力緩和量が少なくなるためと思われる。

(5) 開先角度の影響 はじめに、バタリングなしの継手C-23-0の結果を検討する。

Fig. 75に1サイクル目の等ひずみ範囲線図を示す。Fig. 60に示したC-0-0継手の場合に比べてひずみ範囲の最大値が大きく、境界線と表面が鈍角をなす側の方が鋭角をなす側に比べてひずみの集中が著しい。ひずみ範囲のピークは表面で生じ、外面側の方が値が大きい。

Fig. 76に降伏領域の分布を示す。Fig. 77, 78に第2サイクルでのひずみ範囲分布を示す。境界線と表面が鈍角をなす側の表面(SUS304内表面、STBA24外表面)でひずみ範囲が大きくなっている。これはE-23-0の弾性解析結果に対応している。クリープ疲労損傷の壁厚内分布をFig. 79に、損傷の累積状況をFig. 80に示す。SUS304内表面とSTBA24外表面で大きな損傷が生じており、C-0-0継手に比べて疲労損傷の占める割合が大きくなっている。

次に、バタリング厚さ20mmの継手C-23-20の結果を検討する。Fig. 81に1及び2サイクル目の等ひずみ範囲線図を示す。C-0-20継手の結果(Fig. 68)と比べて、ひずみ範囲が大きくなり、特に外表面の境界近傍でひずみ集中が著しい。ひずみ集中はSUS304側の方がSTBA24側より著しい。1サイクル目と2サイクル目を比べると、SUS304側は2サイクル目でかなりひずみ範囲が小さくなるのに対し、STBA24側はあまり差がない。SUS304は1サイクル目の昇温時に降伏を生じるが、2サイクル以降ほとんどシェイクダウンするのに対し、STBA24の1サイクル目に生じるひずみの多くが弾性ひずみとクリープひずみであるのがその原因である。

Fig. 82に降伏領域を示す。1サイクル目の昇温時の降伏は外面側から起こり、SUS304側に広く降伏領域が広がっている。

2サイクル目のひずみ範囲分布をFig. 83, 84に示す。SUS304, STBA24ともに境界に隣接する外表面でひずみ範囲が最大となっている。Fig. 85にクリープ疲労損傷の壁厚内分

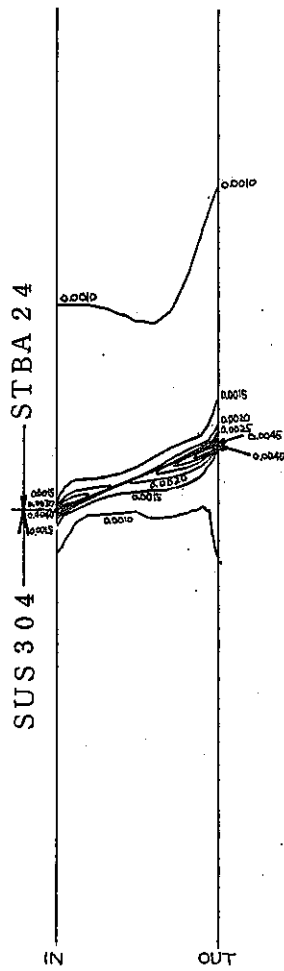


Fig. 75 Iso-equivalent-strainrange curve (C-23-0 joint, 1st cycle)

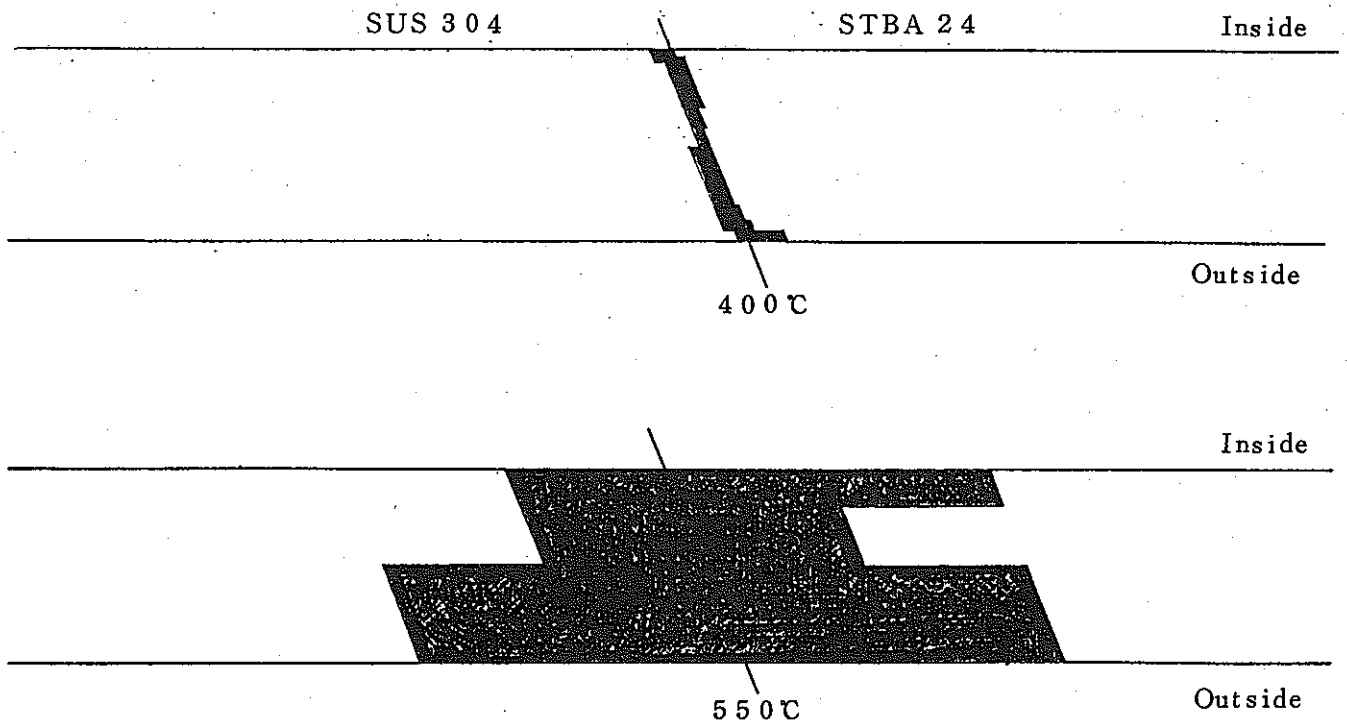


Fig. 76 Distribution of yielded area (C-23-0 joint 1st Cycle)

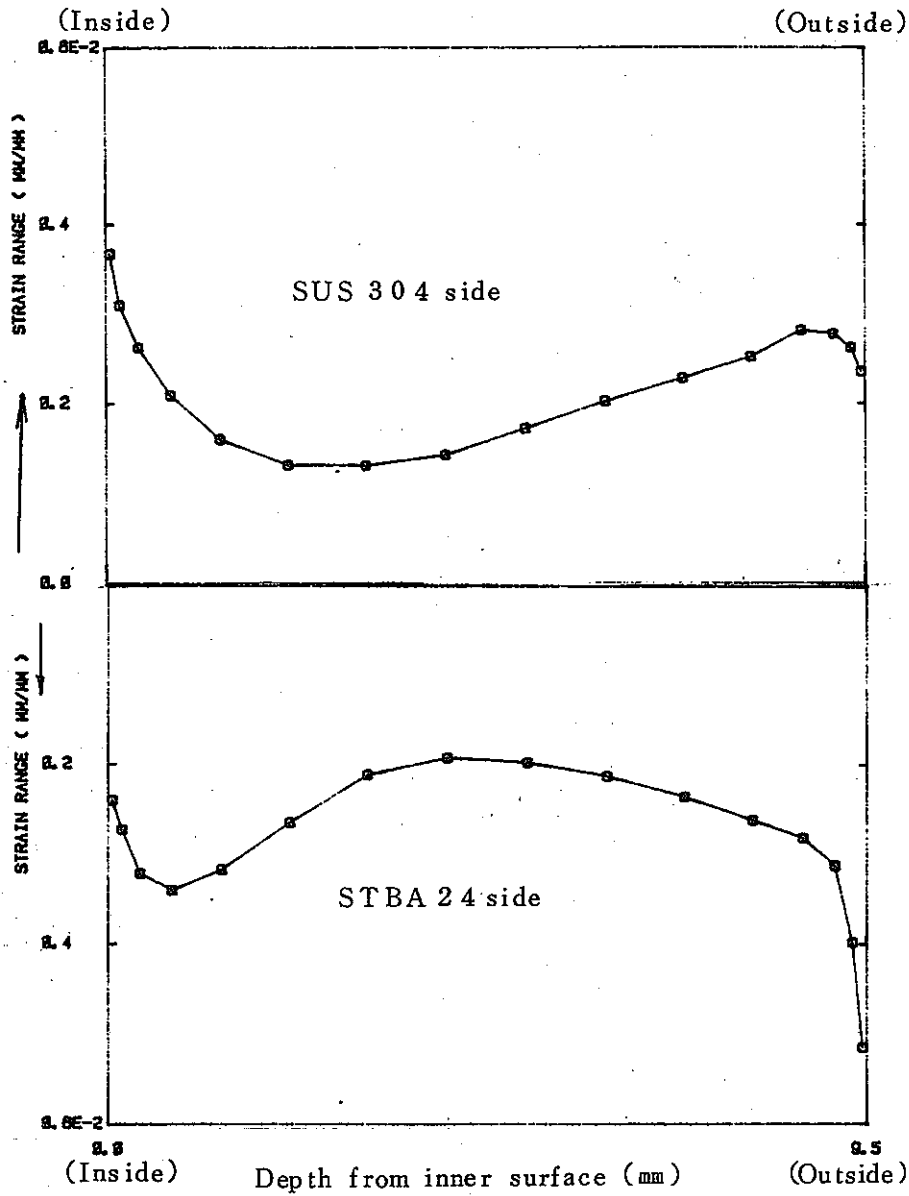


Fig. 77 Distribution of strain range in wall thickness along the material boundary (C-23-0 joint, 2nd cycle)

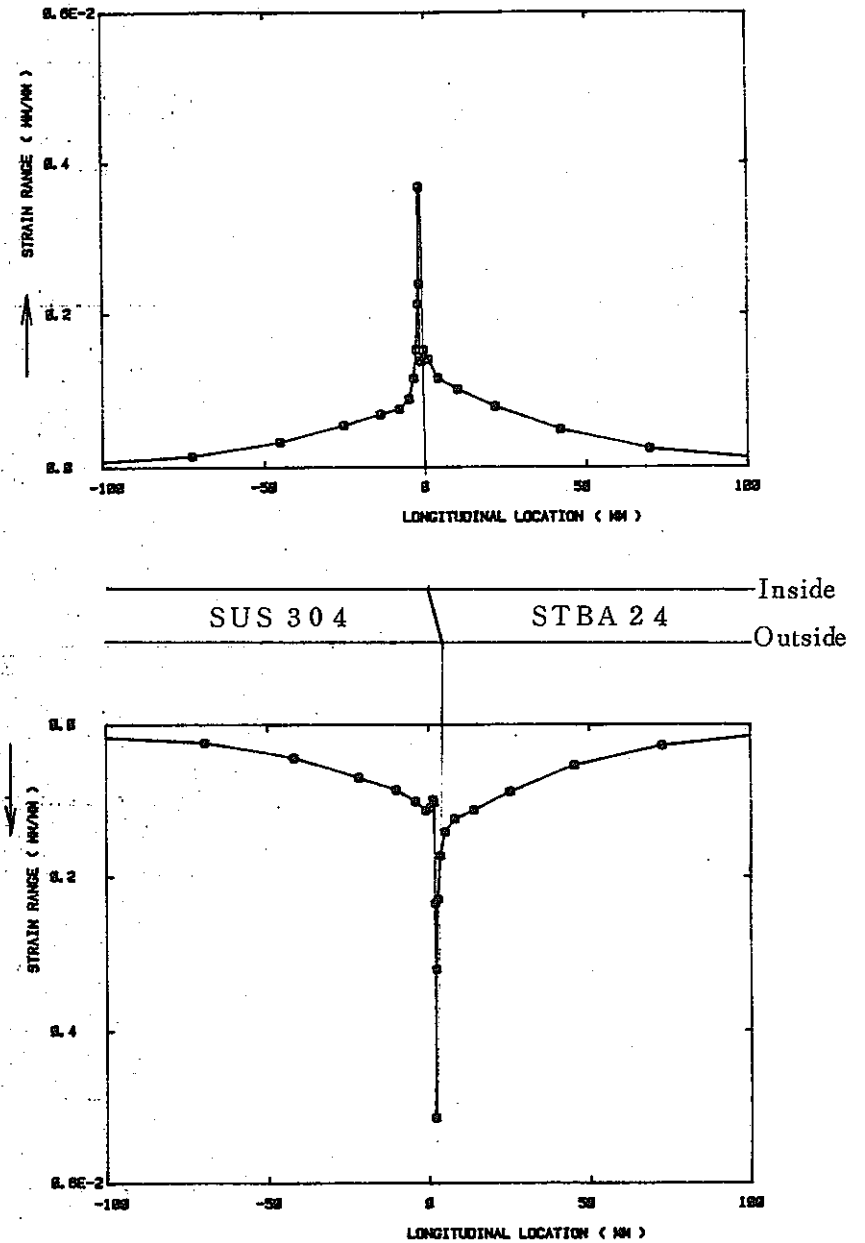


Fig. 78 Distribution of strain range on the surface (C-23-0 joint, 2nd cycle)

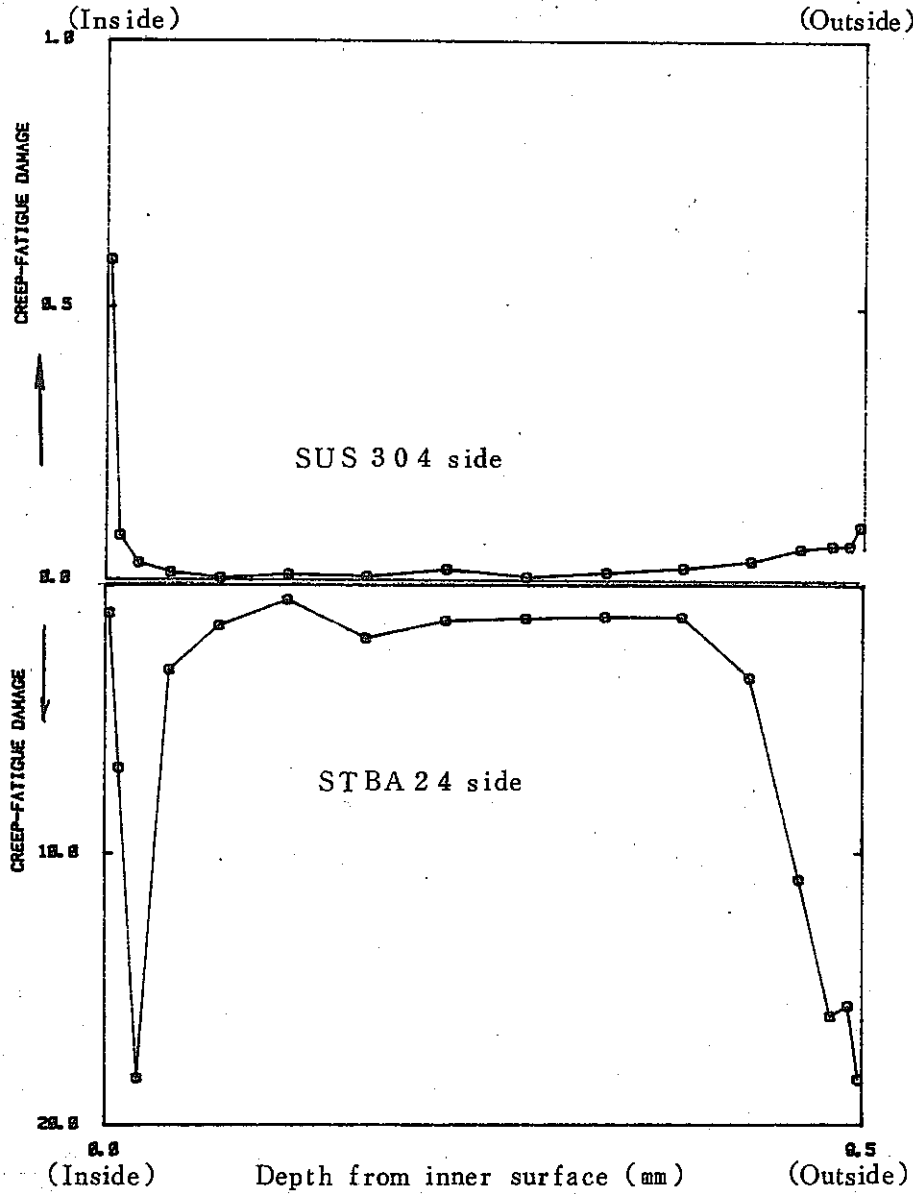
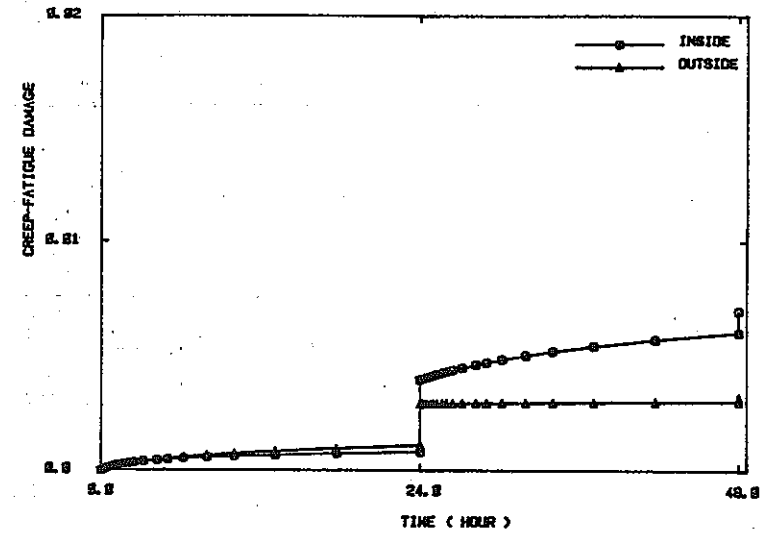
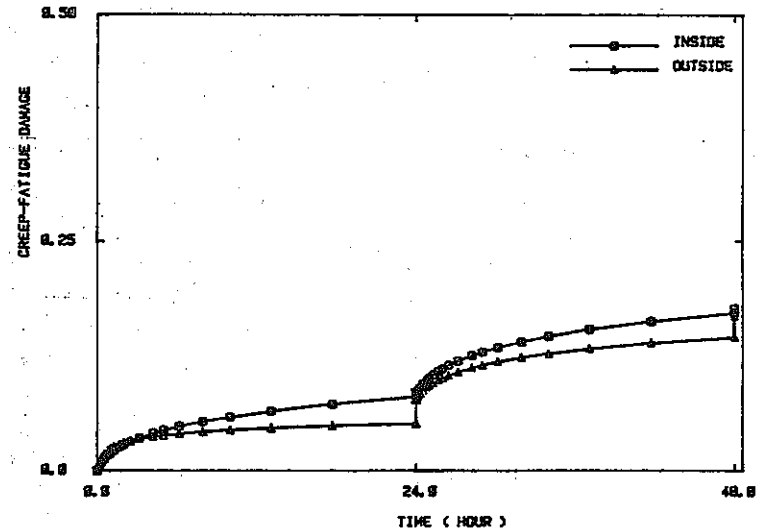


Fig. 79 Distribution of creep-fatigue damage in wall thickness along the material boundary (C-23-0 joint, 200 cycle)

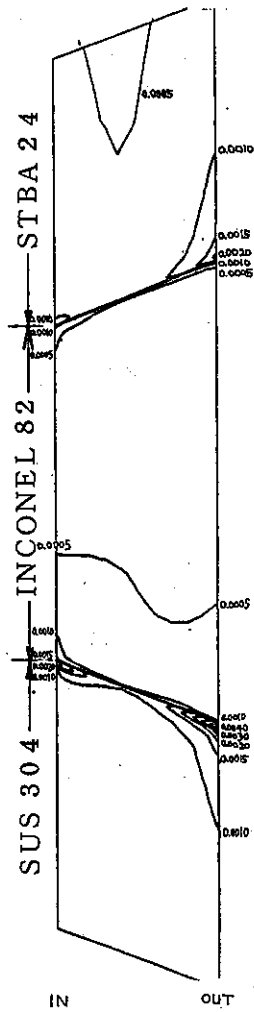


(a) SUS 304 side

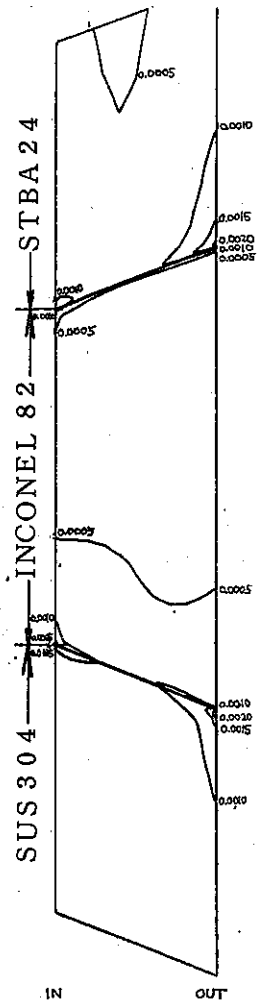


(b) STBA 24 side

Fig. 80 Time history of creep-fatigue damage on the surface along the material boundary (C-23-0 joint)



(a) 1st cycle



(b) 2nd cycle

Fig. 81 Iso-equivalent-strainrange curve (C-23-20 joint)

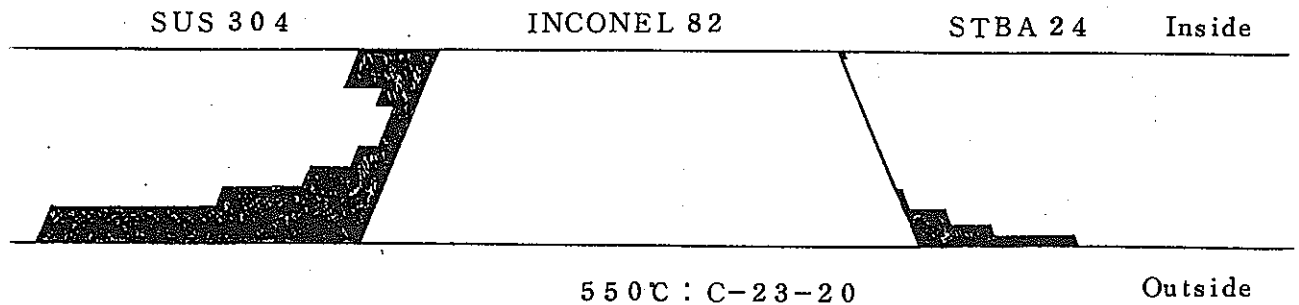


Fig. 82 Distribution of yielded area (C-23-20 joint, 1st cycle)

布を、Fig. 86 に損傷の累積状況を示す。内面側は外面側に比べてひずみ範囲が小さいにもかかわらず損傷が大きくなっているが、これはクリープ損傷の寄与が大きいからである。

(6) 弾性解析と非弾性解析の結果と比較検討 Table. 21 にひずみ範囲の解析結果を比較して示す。非弾性解析値は2サイクル目の値である。2サイクル以降はほぼシェイクダウンしているので、表に示したひずみ範囲が繰返されると考えてさしつかえない。弾性解析値は弾性解析結果を高温構造設計方針にしたがって処理して求めたひずみ範囲で応力集中係数 (K, K_T) は内面側 1.3, 外面側 1.0 としている。

表より、SUS 304 側は内外面とも弾性解析値の方が非弾性解析値より大きい。STBA 24 側、特にその外面は弾性解析値よりも非弾性解析値の方が大きいケースが多い。STBA 24 側では2次応力による弾性追従が少し生じるが、弾性解析に基づく評価では弾性追従ひずみが 0.005 より小さいので2次応力のまま処理され、クリープひずみが考慮されなかったためと思われる。

Table. 22 にクリープ疲労損傷の評価結果を比較して示す。ここで、弾性解析による評価では内外面とも応力集中係数を 1.0 としている。いずれのケースも非弾性解析値は弾性解析値より約2ケタ小さい。これはクリープ損傷の評価値の違いによる。たとえば A-0-0 (C-0-0)

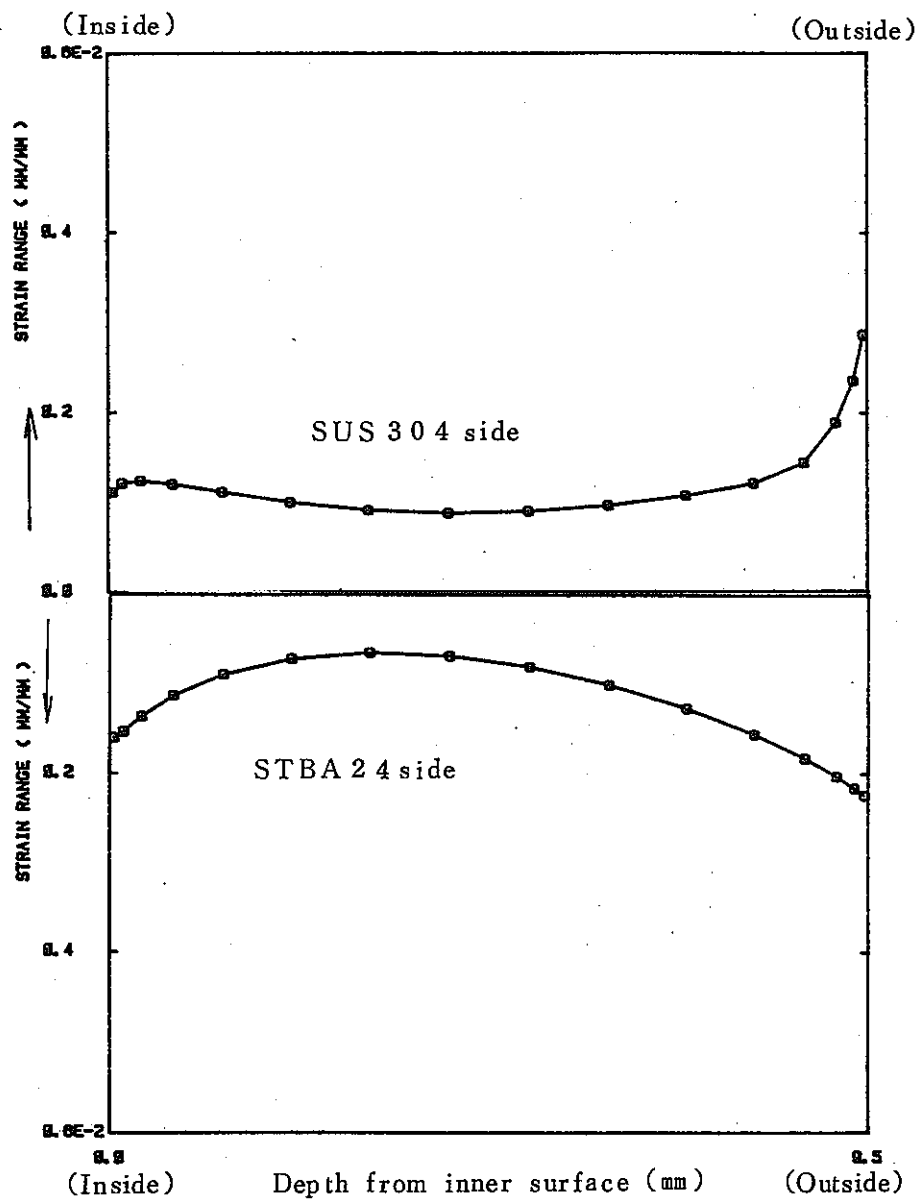


Fig. 83 Distribution of strain range in wall thickness along the material boundary (C-23-20 joint, 2nd cycle)

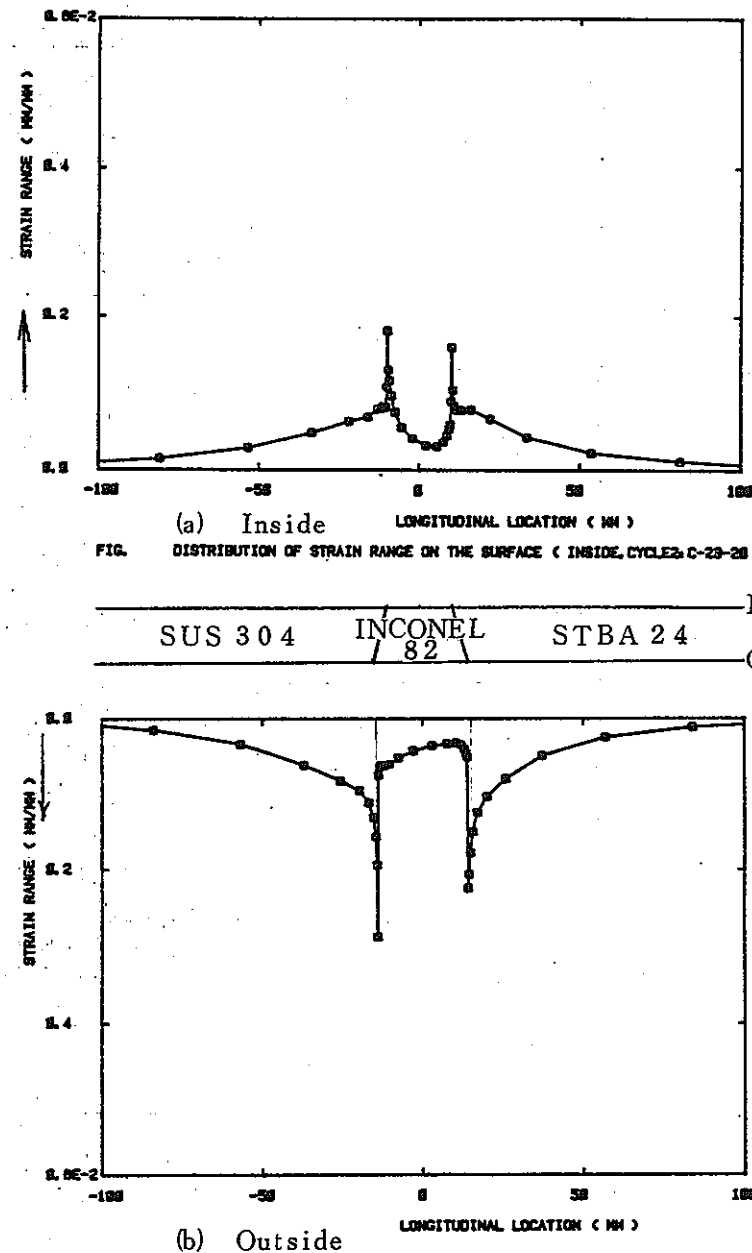


Fig. 84 Distribution of strain range on the surface (C-23-20 joint, 2nd cycle)

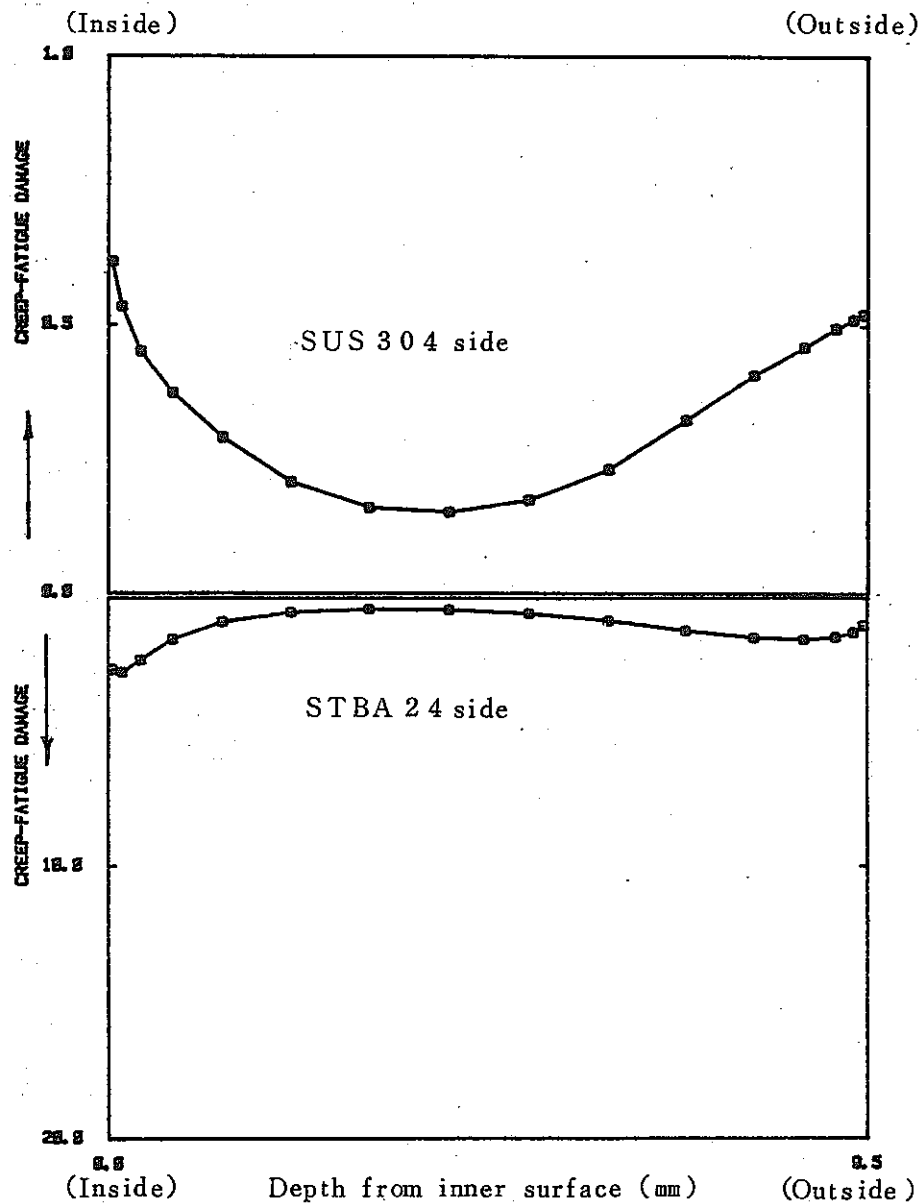


Fig. 85 Distribution of creep-fatigue damage in wall thickness along the material boundary (C-23-20 joint, 200 cycle)

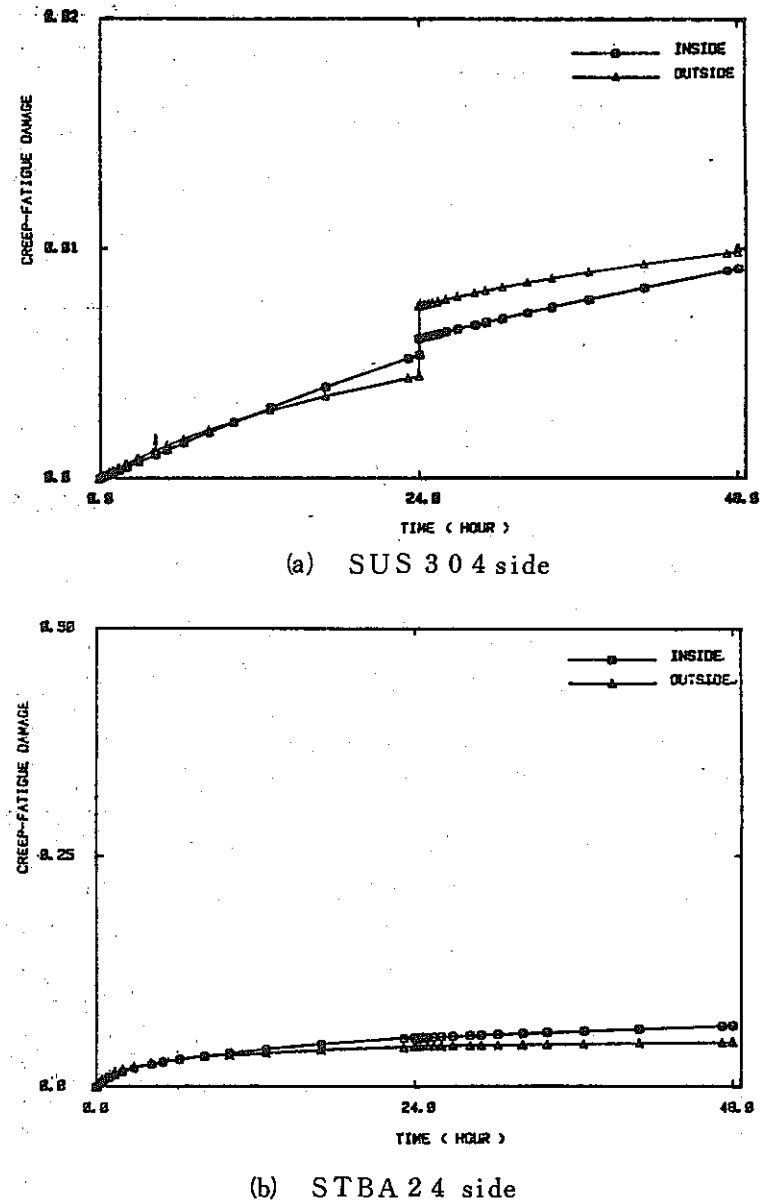


Fig. 86 Time history of creep-fatigue damage on the surface along the material (C-23-20 joint)

Table. 21 Comparison of equivalent strain range by elastic analysis
with those by inelastic analysis

Joint	Analysis	STBA 24		SUS 304	
		Inside	Outside	Inside	Outside
A-0-0	Elastic	$\times 10^{-2}$ 0.3378	$\times 10^{-2}$ 0.2344	$\times 10^{-2}$ 0.3469	$\times 10^{-2}$ 0.2301
(C-0-0)	Inelastic	0.2511	0.2721	0.1985	0.1418
E-23-0	Elastic	0.3744	0.3615	0.5141	0.2443
(C-23-0)	Inelastic	0.2399	0.5148	0.3679	0.2350
A-0-20	Elastic	0.09378	0.1224	0.2291	0.1721
(C-0-20)	Inelastic	0.07519	0.1210	0.1009	0.1399
A-23-20	Elastic	0.1167	0.1486	0.2594	0.3004
(C-23-20)	Inelastic	0.1601	0.2241	0.1110	0.2860
E-F-20	Elastic	0.0959	0.0607	0.2572	0.2096
(C-F-20)	Inelastic	0.08916	0.08404	0.1117	0.2406

Table. 22 Comparison of creep-fatigue damage by elastic analysis
with those by inelastic analysis

Joint	Analysis	STBA 24		SUS 304	
		Inside	Outside	Inside	Outside
A-0-0	Elastic	1905	1903	8.623	8.052
(C-0-0)	Inelastic	6.061	4.423	0.05334	0.03474
E-23-0	Elastic	1906	1906	10.18	8.113
(C-23-0)	Inelastic	18.28	18.37	0.5908	0.09938
A-0-20	Elastic	19.44	505.4	8.047	7.887
(C-0-20)	Inelastic	0.5916	0.6617	0.1736	0.1716
A-23-20	Elastic	51.46	339.5	8.179	8.369
(C-23-20)	Inelastic	2.746	1.546	0.6165	0.6188
E-F-20	Elastic	25.95	4.509	8.170	7.958
(C-F-20)	Inelastic	1.091	0.8363	0.2031	0.2812

Note. Damage is estimated at the end of 200 cycle.

継手のSTBA24内面は、弾性解析では疲労損傷(D_f)が0.5328, クリープ損傷(D_c)が1904であるが、非弾性解析では $D_f=0.6015$, $D_c=5.459$ となる。また、SUS304内面は弾性解析では $D_f=0.2795$, $D_c=8.344$ であるが、非弾性解析では $D_f=0.02546$, $D_c=0.00935$ となる。熱サイクル試験で亀裂が全く観察されなかったことより、非弾性解析による評価値の方が実際の損傷に近いと思われる。2次応力の緩和を考慮しないクリープ損傷評価法は不合理に大きい損傷値を与える。

非弾性解析による損傷値は弾性解析による応力の大小とよく対応しており、開先角度が0度より22.5度の方が損傷が大きい、バタリングにより損傷が軽減される、Fig. 58に示した推奨開先は損傷が小さい、等が表よりわかる。

3.5 応力解析結果Ⅱ(熱過渡時)

3.5.1 解析ケース コールドショックによる熱過渡時応力解析は、もんじゅ二次系配管(22B-9.5t)について14ケース行った。いずれも平滑な継手として解析した。Table. 23に各ケースの詳細を示す。また、対応する一様昇温時弾性解析のケースも同表に示していた。

3.5.2 弾性解析結果 熱応力解析を行なった結果、最大応力は熱過渡開始後、約4.7秒の時点で生じた。そのときの境界のSUS304側及びSTBA24側の内外表面における応力

Table. 23 Case of thermal transient stress analysis

Case	Groove type	Buttering thickness (mm)	Groove angle (radian)	Note
T-0-0	Symmetric	0	0	Corrpsponding to A-0-0
T-10-0	Antisymmetric	"	$\pi/18$	E-10-0
T-23-0	"	"	$\pi/8$	E-23-0
T-45-0	"	"	$\pi/4$	E-45-0
T-60-0	"	"	$\pi/3$	E-60-0
T-0-10	Symmetric	10	0	A-0-10
T-0-20	"	20	0	A-0-20
T-0-30	"	30	0	A-0-30
T-0-40	"	40	0	A-0-40
T-0-100	"	100	0	A-0-100
T-10-20	"	20	$\pi/18$	A-10-20
T-23-20	"	20	$\pi/8$	A-23-20
T-45-20	"	20	$\pi/4$	A-45-20
T-60-20	"	20	$\pi/3$	A-60-20

指数を Table 24 に示す。応力指数はそれぞれ SUS 304 側, STBA 24 側の内外表面における境界から十分離れた点での応力強さを基準にして計算した。なお、応力強さは応力分布を表面に外挿して得た値である。

はじめに基本となる継手形状のケース T-0-0 を調べる。応力指数は SUS 304 側で小さく、STBA 24 側で大きくなっている。これは壁厚平均温度の低下や壁厚内温度分布による熱膨張差に基づく変形が原因と考えられる。

Table 24 Stress indices for thermal transient load

Case	SUS 304		STBA 24	
	Inside	Outside	Inside	Outside
T-0-0	0.96	0.85	1.46	1.34
T-10-0	0.93	0.80	1.21	1.32
T-23-0	0.89	0.72	0.98	1.28
T-45-0	0.91	0.63	0.91	1.20
T-60-0	0.97	0.58	0.93	1.15
T-0-10	1.06	0.89	1.24	1.33
T-0-20	1.06	0.91	1.18	1.29
T-0-30	1.06	0.92	1.14	1.25
T-0-40	1.05	0.93	1.12	1.21
T-0-100	1.04	0.91	1.11	1.10
T-10-20	1.10	0.94	1.12	1.26
T-23-20	1.15	0.96	1.08	1.22
T-45-20	1.39	0.94	1.15	1.14
T-60-20	1.50	0.95	1.23	1.10

次にバタリング厚さが応力指数に及ぼす影響を調べる。Fig. 87 に開先角度 0 度の継手について、応力指数とバタリング厚さの関係を示す。この図から STBA 24 側、特に内面側でバタリングによる応力軽減効果が大きいこと、バタリング厚さが $\sqrt{(\text{管径}) \times (\text{肉厚})}$ ($\approx 70 \text{ mm}$) をこえるとその効果が飽和していることがわかる。また、一様昇温の場合の Fig. 33 と比較すると同様の傾向を示していることがわかる。

次に開先角度が応力指数に及ぼす影響を調べる。Fig. 88, 89 にそれぞれバタリング厚さが 0 mm、20 mm の場合の応力指数と開先角度の関係を示す。Fig. 38 及び Fig. 46 の一様昇温の場合と比較すると、バタリング厚さ 20 mm の場合は同様の傾向を示しており、開先角度を内面側で小さく外面側で大きくすることにより応力が低減できると考えられる。バタリング厚さ 0 mm の場合は、開先角度の増加とともに全体的に応力指数は減少しているが、STBA 24 側外面については一様昇温の場合と同様に開先角度を 90 度に近づけることにより応力が低減できると考えられる。

また、各ケースについて繰り返し回数を 200 回として疲労損傷値を計算した。内外面とも余盛等がないと仮定し、構造不連続による応力集中係数を 1.0 とした。疲労損傷値とバタリ

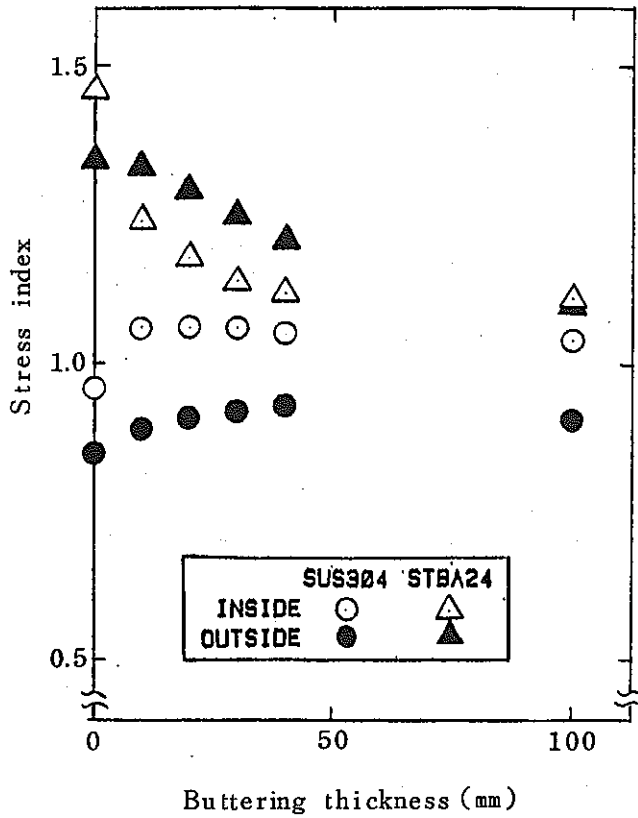


Fig. 87 Effect of buttering thickness on thermal transient stress ($\theta=0$)

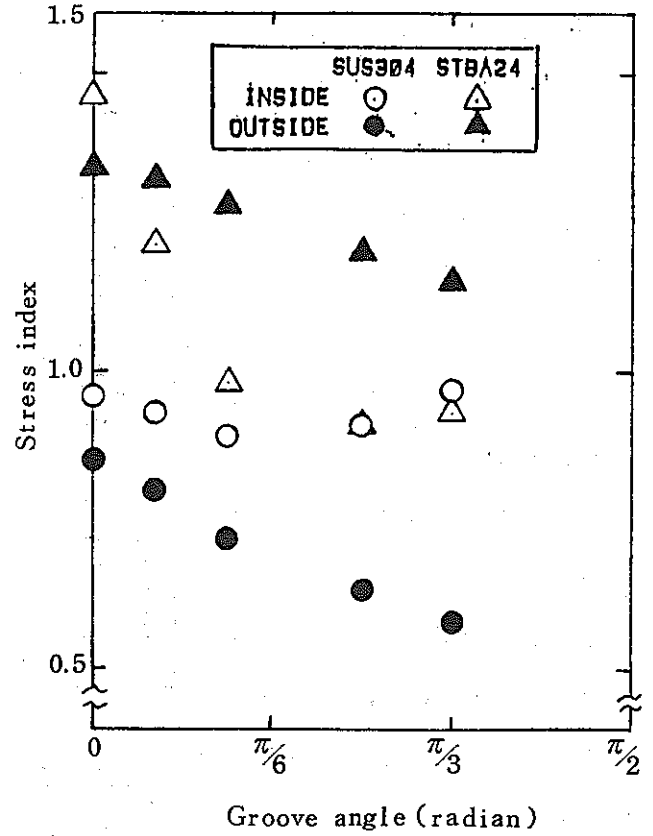


Fig. 88 Effect of groove angle on thermal transient stress (No buttering)

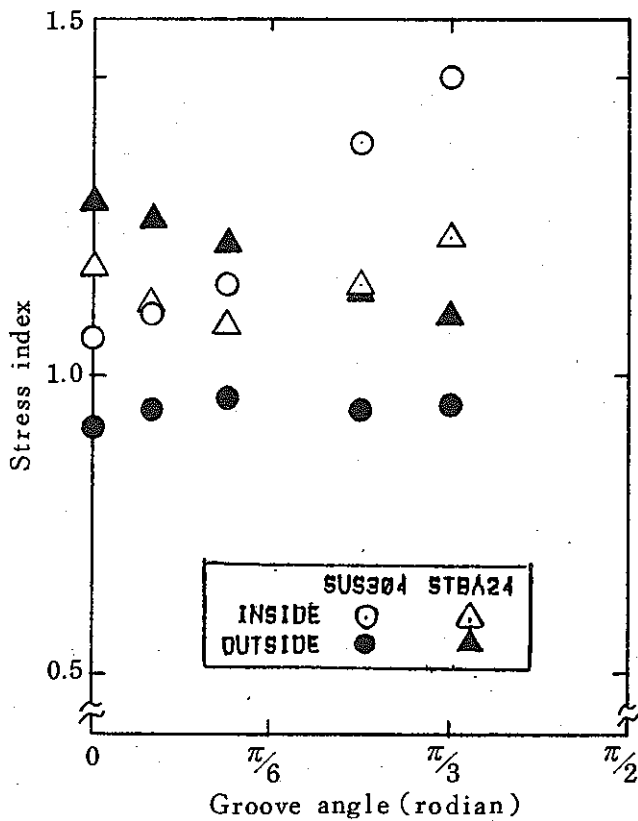


Fig. 89 Effect of groove angle on thermal transient stress ($\theta=20\text{mm}$)

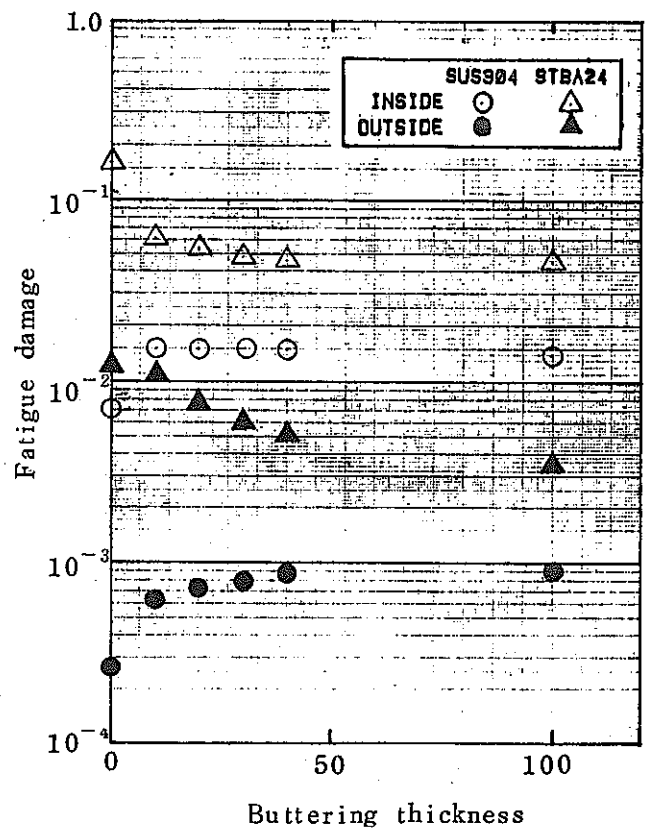


Fig. 90 Effect of buttering thickness on fatigue damage by thermal transient cycling ($\theta=0$, 200 cycle)

ング厚さとの関係を Fig. 90 に示す。図より、SUS 304, STBA 24 とも内面側で損傷が大きいこと、STBA 24 側ではバタリング厚さの増加とともに損傷は減少し $\sqrt{\text{管径} \times \text{肉厚}} (\approx 70 \text{ mm})$ をこすとその効果が飽和することがわかる。SUS 304 側ではバタリング厚さが増すと損傷が少し増加するが絶対値は小さい。全体的な傾向は応力指数の場合と同様である。次に開先角度との関係を Fig. 91, 92 にバタリング厚さ 0 mm, 20 mm の場合について示す。全体的な傾向は応力指数の場合と同様である。バタリングのある場合は、一様昇温のときと同様に内面側の開先角度を 0 度に、外面側の開先角度を 90 度に近づけるのが疲労損傷低減には有効と考えられる。また、バタリングのない場合は、内外面とも開先角度を大きくとった方がよいと考えられる。

熱過渡応力範囲はモーメント等価直線温度差範囲 $|\Delta T_1|$ 、熱膨張係数と縦弾性係数の積 ($E\alpha$) に主として支配される。SUS 304 は STBA 24 及び INCONEL 82 に比べて熱伝導が悪く、熱膨張係数が大きい。同じ熱過渡条件下での熱応力の大きさは SUS 304, INCONEL 82, STBA 24 の順になる。 $E\alpha |\Delta T_1|$ の大きい材料と境界を接すると熱応力は大きめになり、 $E\alpha |\Delta T_1|$ の小さい材料との境界では熱応力が小さめになる。したがって、INCONEL 82 をバタリングすると、バタリングのない場合と比べて SUS 304 側の応力は大きくなり、STBA 24 側の応力は小さくなる。

開先角度が大きくなると、表面と材料境界のなす角が鋭角である側は鈍角である側の変形に事実上拘束される。その結果、内外面とも鈍角側の $E\alpha |\Delta T_1|$ が大きい場合は鋭角側の応力が小さくなり、鈍角側はやや大きくなる。逆も成立する。それに異材継手を室温から昇温したことによる応力が重畳する。この応力に対する開先角度の影響は § 3.4 で述べたとおりである。

以上をまとめると、次のとおりである。

- (1) 異材継手の熱過渡応力指数は SUS 304 側ではほとんどのケースで 1.0 以下、STBA 24 側では 1.0 よりやや大きい。
- (2) INCONEL 82 のバタリングにより STBA 24 側の応力を低減できる。ただし、SUS 304 側についてはあまり効果がない。
- (3) 開先角度の影響はやや複雑であるが、一様昇温の場合のような著しい依存性はない。

すでに異材継手の熱疲労に関する研究等⁽⁸⁾で、異材継手の熱過渡応力指数は単軸引張応力集中係数よりも通常かなり小さいことが知られている。今回の解析でバタリング厚さと開先角度の影響が比較的小さいことが判明した。以上より、異材継手の熱過渡応力に関する応力指数は単軸引張応力集中係数に等しいと仮定して評価して安全上さしつかえないと判断される。

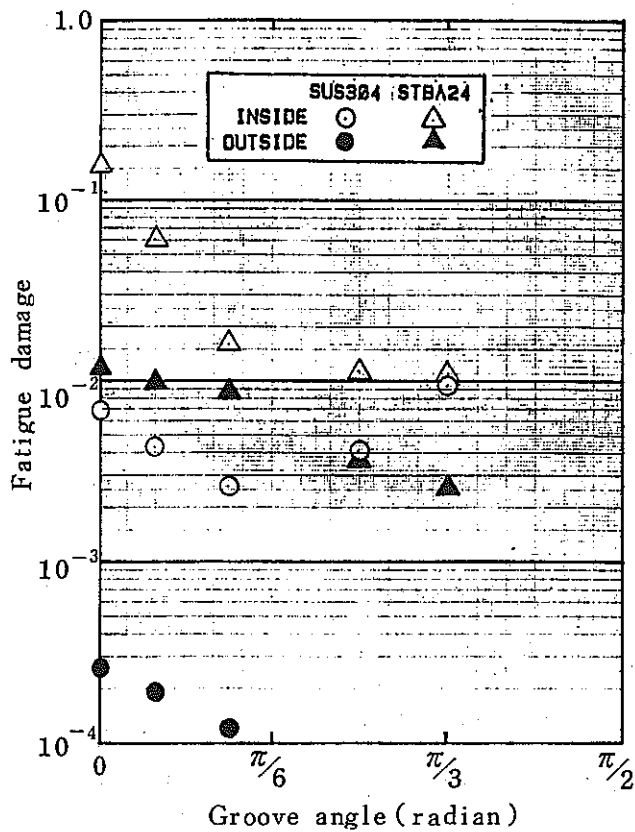


Fig. 91 Effect of groove angle on fatigue damage by thermal transient cycling (No buttering, 200 cycle)

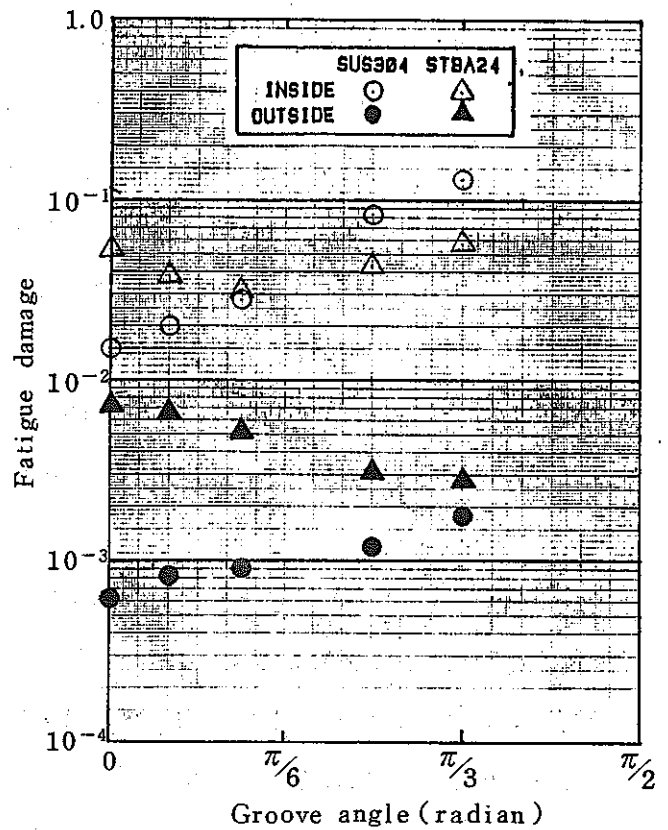


Fig. 92 Effect of groove angle on fatigue damage by thermal transient cycling ($l=20$ mm)

3.6 考察

一連の応力解析結果に基づいて、異材継手のクリープ疲労損傷評価法と強度的に望ましい異材継手の開先形状について考察する。

3.6.1 異材継手のクリープ疲労寿命評価法 最高温度が550~650℃の一樣昇降温サイクルが約200回加えられても異材継手部に全くき裂が観察されず、金属のマイクロ組織にもボイド等の損傷の進行を示す異常がみられなかった。この実験事実より、弾性解析によるクリープ損傷が数千ないし数万というのは明らかに過大評価であるといえる。供試体の熱サイクル試験後の残留応力測定結果(2-2.4節参照)によれば、高温保持中の異材継手部の応力は弾性解析値よりもかなり緩和し、特に2¼Cr-1Mo鋼(STBA24)側の応力は非常に小さいレベルまで緩和していたことが推定される。2¼Cr-1Mo鋼側では実際には50℃に冷却されたときの応力が最大で、高温保持中は低応力のため少ないクリープ損傷しか生じなかったと思われる。クリープ損傷を弾性解析によって評価する際は2次応力とピーク応力の緩和を適切に考慮する必要がある。SUS304についてはすでにそれらを D_{c2} 、 D_{cp} として算出する方法が

高温構造設計方針に示されており、供試体の損傷評価に適用して合理的な結果 (Table. 9) が得られている。2¼Cr-1Mo 鋼についても早急に同様な算出法をつくる必要がある。

次に、バタリング厚さ、開先角度、余盛形状などの形状パラメータの影響を検討したところ弾性・非弾性いずれの解析結果ともこれらのパラメータが材料境界付近の応力のピーク値をかなり左右することがわかったので、形状パラメータを考慮した応力指数を 3-3.4.1 で提案した。この応力指数を基本応力強さ範囲 $E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b|$ に乗じると応力強さ範囲がかなり安全側に評価される。(0.7~0.8) $E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b|$ を基本応力強さ範囲とすれば精度よく推定できる。

以上より、異材継手のクリープ疲労損傷をより実際に近く合理的に評価するために、次のような評価法の改良を提案する。

- (1) 2次応力及びピーク応力の緩和を考慮したクリープ損傷評価法を 2¼Cr-1Mo 鋼についても確立する。すでに、SUS 304 については評価法が与えられている。
- (2) 継手の形状に関する応力指数を考慮して次式で応力強さ範囲を計算する。

$$\begin{aligned} \langle Q_T \rangle_R &= \beta C_1 \cdot C_2 E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b| \dots\dots\dots (33) \\ \langle Q_{T+F} \rangle_R &= K \beta C_1 \cdot C_2 E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b| \end{aligned}$$

ここで、 $\beta = 0.7 \sim 0.8$ である。応力指数 K, C_1, C_2 の詳細は 3-3.4.1 節で述べられているのでここでは省略する。

3.6.2 推奨開先形状 3-3.4.1 節の開先角度をパラメータとした解析結果から、2¼Cr-1Mo 鋼 (STBA 24) 側の損傷を小さくするには、内面側の開先角度を 0 度に、外面側の開先角度を 90 度に近づけるのがよいことがわかった。さらに溶接施行性も考慮して Fig. 58 に示したような開先形状、すなわち、SUS 304 側の開先角度が 10 度、STBA 24 側の開先角度が内面側で 0 度、外面側で 75 度である開先形状を強度上望ましいものとして提案した。推奨開先形状モデルによる一様昇降温熱サイクル時の応力解析結果を以下に述べる。

バタリング厚さが 10 mm と 20 mm の継手 (E-F-10, E-F-20) について、弾性解析結果を用いて計算したひずみ範囲及びクリープ疲労損傷を Table 25 に示す。ここで、ルート長さ (θ_r) は 1.8 mm とし、応力集中係数は余盛除去の可否を考えて内面側で 1.3, 外面側で 1.0 とした。STBA 24 内面側の Mises 相当応力 ($\bar{\sigma}$) 及びクリープ疲労損傷 (D) は $\bar{\sigma} = 13.25 \text{ kgf/mm}^2 \{ 129.9 \text{ MPa} \}$, $D = 80.07$ で、開先角度 0 度の対称開先継手の場合の値 (A-0-10 継手で $\bar{\sigma} = 14.4 \text{ kgf/mm}^2 \{ 141 \text{ MPa} \}$, $D = 66.8$, A-0-20 継手で $\bar{\sigma} = 11.3 \text{ kgf/mm}^2 \{ 111 \text{ MPa} \}$) に近い。STBA 24 外面側では $\bar{\sigma} = 10.53 \text{ kgf/mm}^2 \{ 103.2 \text{ MPa} \}$, $D = 11.18$ で、STBA 24 側の開先角度 75 度の非対称開先継手の場合の値 (B-75-5 継手で

$\bar{\sigma} = 10.9 \text{ kgf/mm}^2 \{ 107 \text{ MPa} \}$ $D = 25.9$, B-75-20 継手で $\bar{\sigma} = 9.3 \text{ kgf/mm}^2 \{ 91 \text{ MPa} \}$, $D = 8.0$) に近い。すなわち、推奨開先は開先角度による応力集中を内外面ともに小さくし、損傷を低く抑えることができている。

次にバタリング厚さ 20 mm, ルート長さ 1.8 mm の推奨開先継手の非弾性解析を行なった。Fig. 93 に 1 サイクル目の等ひずみ範囲線図を示す。STBA 24 側境界には大きなひずみ集中がみられない。Fig. 94 は 1 サイクル目 550°C 昇温時の降伏域である。降伏は SUS 304 側でのみ生じ、STBA 24 側は降伏しない。Fig. 95, 96 は 2 サイクル目のひずみ範囲の分布である。Fig. 97, 98 に境界に沿ったクリープ疲労損傷の分布と内外面での損傷の累積状況を示す。STBA 24 側のひずみ範囲と損傷が十分に低減されていることがわかる。

推奨開先は壁厚全体にわたって STBA 24 のクリープ損傷を小さくできることがわかる。

Table 25 Elastic analysis results of recommended groove geometry

	E-F-10				E-F-20			
	SUS 304		STBA 24		SUS 304		STBA 24	
	Inside	Outside	Inside	Outside	Inside	Outside	Inside	Outside
$\bar{\sigma}$ (MPa)	23.71 {232.4}	28.44 {278.7}	13.25 {129.9}	10.53 {103.2}	22.08 {216.4}	30.67 {300.6}	10.88 {106.6}	9.39 {92.02}
ϵ_t	0.2788×10^{-2}	0.1963×10^{-2}	0.1129×10^{-2}	0.0679×10^{-2}	0.2572×10^{-2}	0.2096×10^{-2}	0.0959×10^{-2}	0.0607×10^{-2}
D	8.267	7.899	80.07	11.18	8.170	7.958	25.95	4.509

$\bar{\sigma}$: Equivalent stress kgf/mm² {MPa}

ϵ_t : Strain range mm/mm

D : Creep-fatigue damage

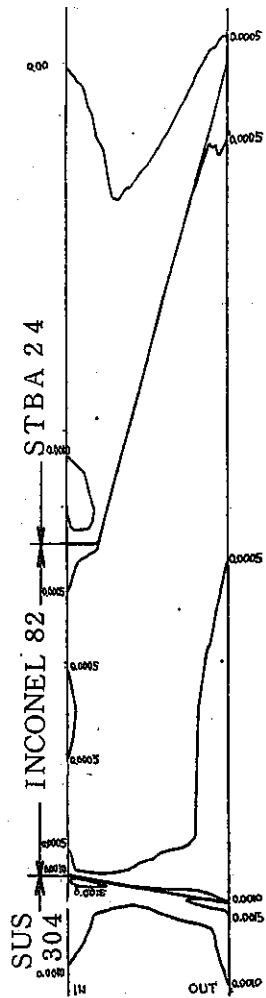


Fig. 93 Iso-equivalent-strainrange curve (C-F-20 joint, 1st cycle)

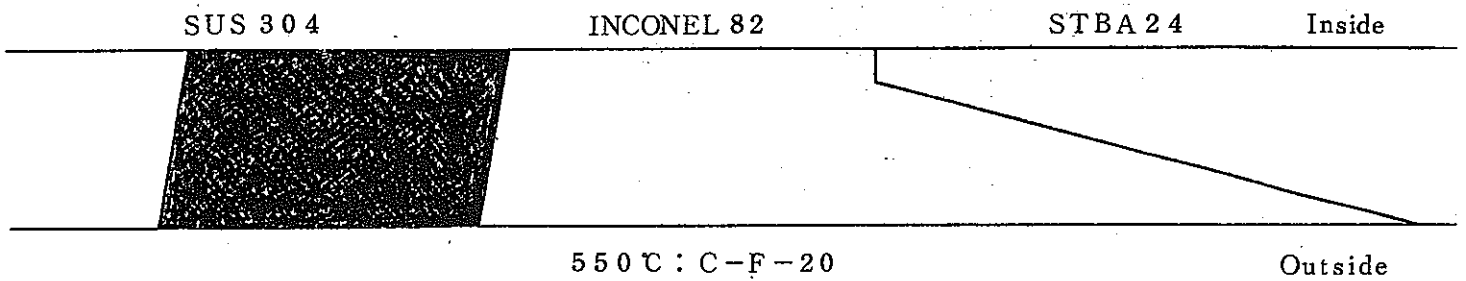


Fig. 94 Distribution of yielded area (C-F-20 joint 1st. cycle)

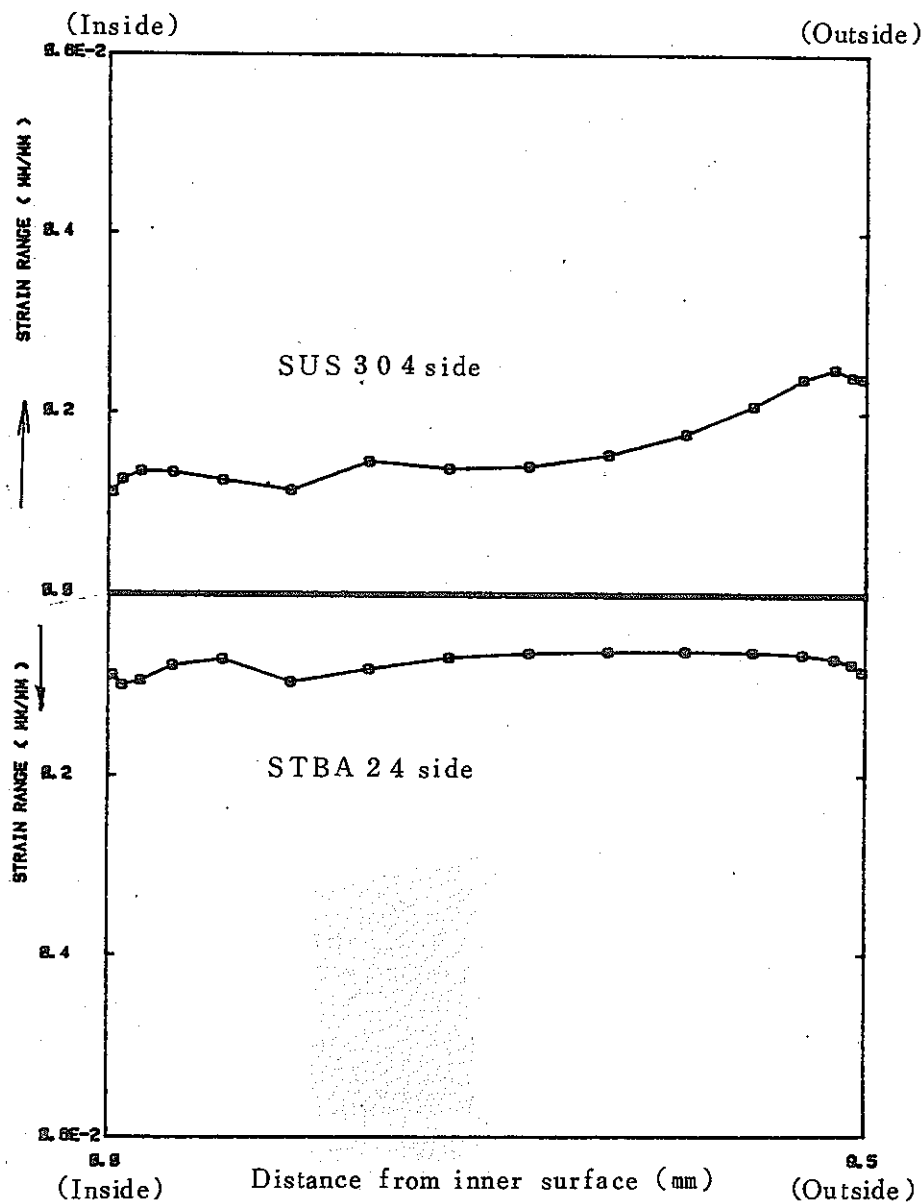


Fig. 95 Distribution of strain range in wall thickness along the material boundary (C-F-20 joint, 2nd cycle)

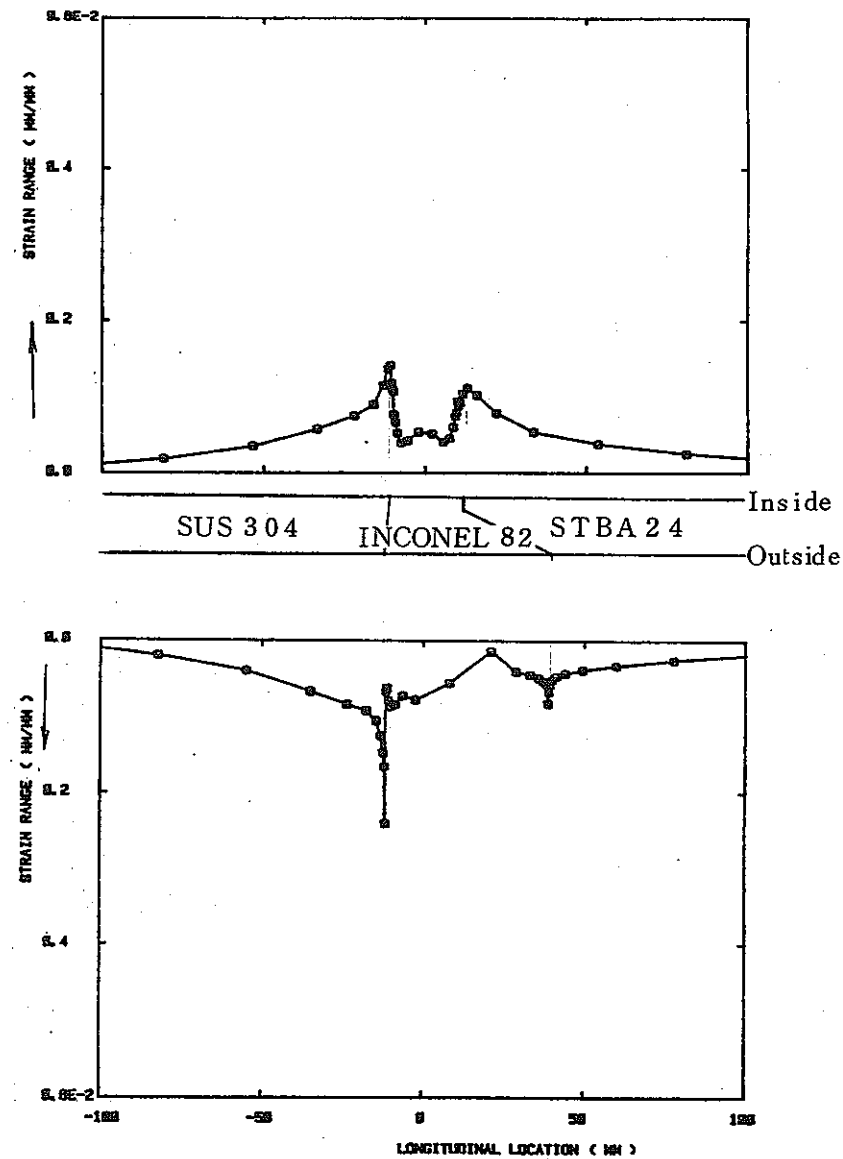


Fig. 96 Distribution of strain range on the surface (C-F-20 joint, 2nd cycle)

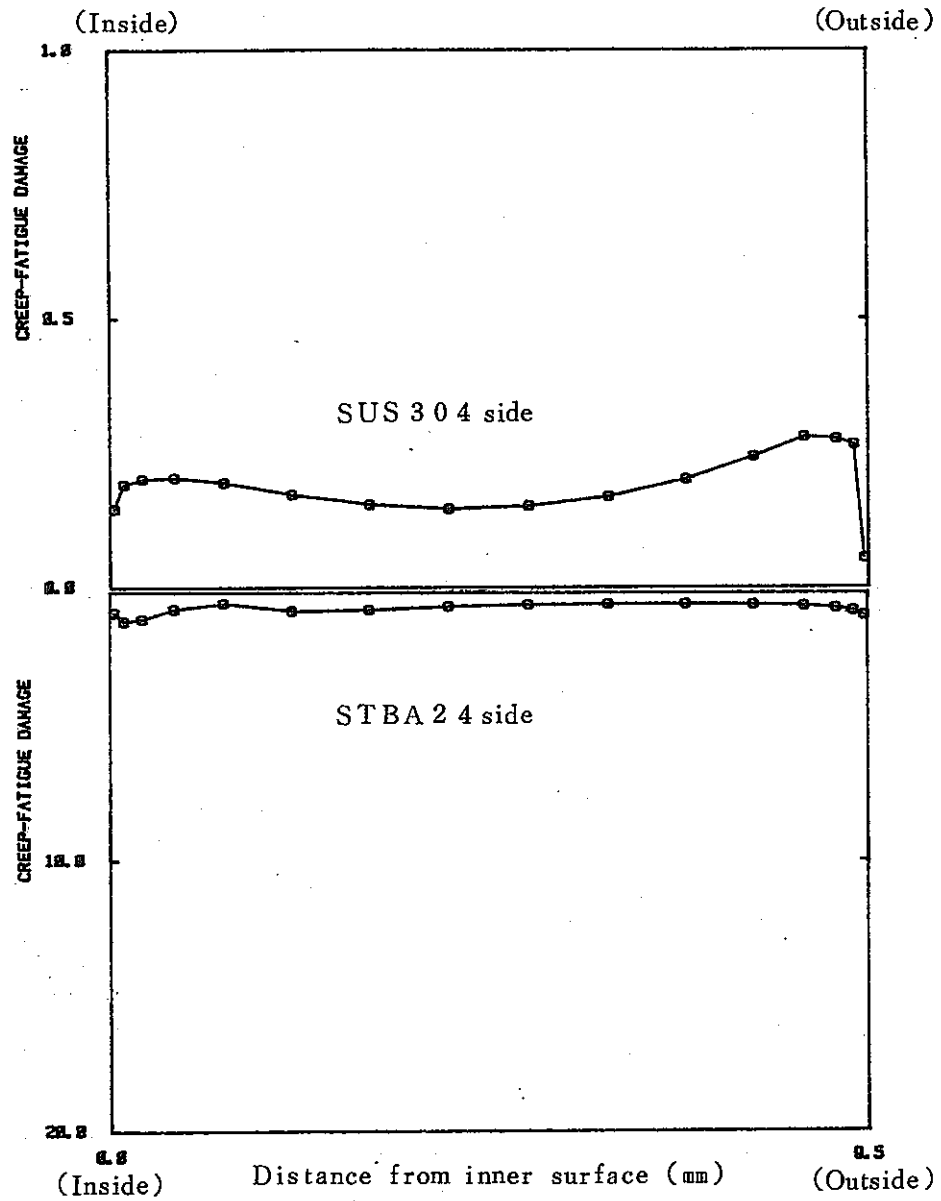


Fig. 97 Distribution of creep-fatigue damage in wall thickness along the material boundary (C-F-20 joint, 200 cycle)

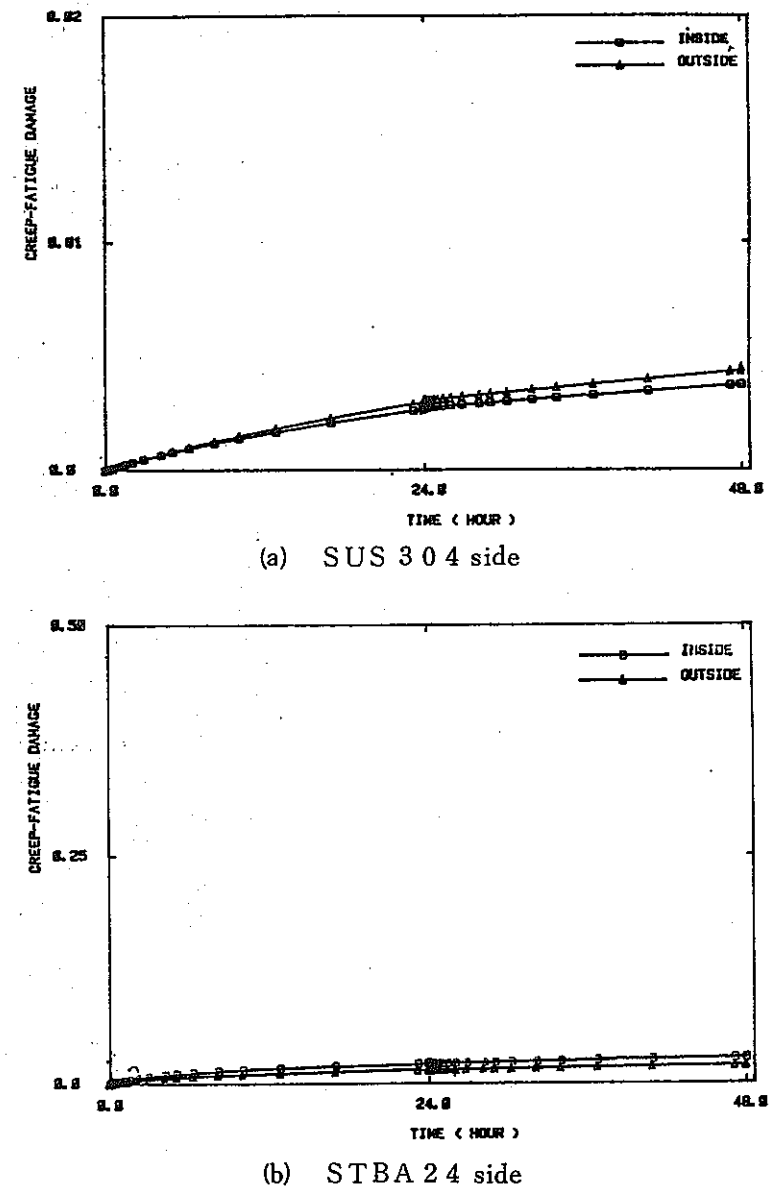


Fig. 98 Time history of creep-fatigue damage on the surface along the material boundary (C-F-20 joint)

4. 結 言

「もんじゅ」の蒸気発生器まわりの配管で採用されることになっている SUS304 と 2¼Cr-1Mo (NT) 伝熱管の異材管継手の強度設計のための基礎データを提供することを目的として、SUS304 と STBA24 の異材管継手供試体を用いて熱サイクル試験を実施した。その後、継手特性試験を実施し、熱サイクル試験前の同様な試験の結果と比較した。さらに、異材継手の弾性及び非弾性解析を実施し、応力、ひずみ及びクリープ疲労損傷の分布状況及びこれらの量と継手の形状パラメータの関連性を検討した。これらの試験及び解析によって以下の結論が得られた。

(1) 550ないし650℃で24時間保持される一様昇降温熱サイクルを50ないし200回加えたが、供試体の異材継手にはき裂の発生は認められなかった。マクロ及びミクロの組織観察によってもボイド等損傷の進行を示す異常は認められなかった。

(2) 熱サイクルの負荷によって異材継手部に下記の変化が起きた。

(a) 引張強さと伸びがやや低下する。

(b) 2¼Cr-1Mo 鋼側のボンド部の衝撃値が低下する。

(c) バタリングをしない場合、SUS309 溶接金属の衝撃値が低い。組織観察の結果、シグマ相らしき組織がみられたのでシグマぜい化の可能性がある。

(d) 2¼Cr-1Mo 鋼から INCONEL 82 あるいは SUS309 への炭素の移動が起き、浸炭側の境界の硬さが高くなる。

(e) INCONEL 82 及び SUS309 溶接金属の粒内及び粒界に炭化物が析出する。

これらの変化は最高温度が高いほど、高温保持時間が長いほど顕著となる。Larson-Miller パラメータで換算した「もんじゅ」運転条件に相当する温度条件ではこれらの変化は微小である。

(3) 熱サイクル試験後の残留応力計測結果より、高温保持時の異材継手部の応力は弾性解析値に比べてかなり緩和しており、特に2¼Cr-1Mo 鋼側の応力は非常に小さかったと思われる。

(4) 高温構造設計方針の弾性解析による場合の規定にしたがって得られる供試体のクリープ疲労損傷はいずれも許容限界を超えており、特に2¼Cr-1Mo 鋼側の損傷は数万に達するケースがある。損傷の大半はクリープ損傷である。

(5) 熱サイクル試験結果と損傷評価結果の比較より、高温構造設計方針の弾性解析によるクリープ損傷評価法のうちの一般規定に従うと非常に安全側の評価値が得られる。これは、2次

応力とピーク応力の緩和が考慮されていないためである。

(6) 一様昇降温熱サイクルをうける異材継手の応力解析より、以下のことが明らかになった。

(a) SUS304と2¼Cr-1Mo鋼の間に高Ni合金をバタリングすると応力が軽減される。

その効果はバタリング厚さ(ℓ)が $\sqrt{\text{管径}(D_m) \times \text{肉厚}(t)}$ 程度で飽和するが、実用上は $\ell = (0.6 \sim 0.7) \sqrt{D_m t}$ で十分である。

(b) バタリング材料としてはALLOY800HよりもINCONEL 82の方が適当である。

(c) 開先角度(θ)により最大Mises相当応力($\bar{\sigma}$)はかなり変化する。内面側は $\theta \approx 60$ 度で、外面積は $\theta \approx 30 \sim 45$ 度で最大となり、 $\theta = 0$ 度の際の $\bar{\sigma}$ の2~3倍となる。

(d) 余盛形状はひずみ範囲を左右するが、クリープ損傷にはほとんど影響しない。

(e) 非弾性解析結果によれば、ひずみ範囲、クリープ疲労損傷とも境界に沿った表面より少し内部に入ったところでピークを有している。開先角度が大きくなるとピーク位置は表面に移動する。

(f) 非弾性解析による損傷評価値と弾性解析によるそれを比較すると、疲労損傷については両者の差があまりないのに対し、クリープ損傷は弾性解析によると非常に安全側に評価される。これは、一般規定では2次応力とピーク応力の緩和が考慮されていないからである。

(g) 解析結果に基づいて強度上最も望ましく、かつ溶接施行性も考慮した開先形状を提案した。この開先は、SUS304側の開先角度を10度とし、2¼Cr-1Mo鋼側は内面側を0度、外面側を75度とし、内面側のルート高さを1.5ないし2.5mmとしたものである。解析の結果、この開先形状を採用すると応力と損傷が低減されることがわかった。

(7) 異材継手の熱過渡応力解析より以下のことが明らかになった。

(a) INCONEL 82のバタリングにより2¼Cr-1Mo鋼側の応力は低下するが、SUS304側では応力がやや増大する。

(b) 開先角度の影響は比較的小さい。特に、バタリングをしない継手では開先角度(θ)が30度くらいまでは最大応力が0度の場合と比較してSUS304側、2¼Cr-1Mo鋼側の内外面とも小さい。

(c) 継手から離れた断面での最大応力強さを分母として継手の応力指数を求めると、

SUS304側ではほとんどのケースで1.0以下、2¼Cr-1Mo鋼側では1.0よりやや大きい。

(d) 異材継手の熱過渡応力指数として単軸引張応力集中係数を用いるのは適度に安全側で

ある。

(8) 一様昇温下の異材継手の応力指数を簡易に算出する式を提案した。バタリング厚さ、開先角度、余盛形状に関する応力指数をそれぞれ C_1 、 C_2 、 K とすると、

$$C_1 = \begin{cases} 1 - \frac{\Delta\sigma_1 - \Delta\sigma_0}{\Delta\sigma_0} \sin\left(\sqrt{\frac{\ell}{D_m t}} \cdot \frac{\pi}{2}\right) & \ell \leq \sqrt{D_m t} \\ \frac{\Delta\sigma_1}{\Delta\sigma_0} & \ell > \sqrt{D_m t} \end{cases}$$

$$C_2 = 1 + \Delta C_2 \cos\left(\frac{\theta - \theta_{\max}}{\theta_{\max}} \cdot \frac{\pi}{2}\right) \quad \begin{array}{l} \text{内面側 } \Delta C_2 = 2, \theta_{\max} = \frac{\pi}{3} \\ \text{外面側 } \Delta C_2 = 1, \theta_{\max} = \frac{\pi}{6} \end{array}$$

$$K = 1 + CQ^\alpha$$

である。ここで、 ℓ はバタリング厚さ、 D_m は管平均径、 t は管肉厚、 θ は開先角度、 $\Delta\sigma = E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b|$ である。その他の記号の意味は3節で述べているので省略する。

(9) 一様昇降温熱サイクルにより異材継手に生じる応力強さ範囲は次式で簡易に推定できる。

2次応力強さ範囲

$$\langle Q_T \rangle_R = (0.7 \sim 0.8) C_1 \cdot C_2 E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b|$$

2次プラスピーク応力強さ範囲

$$\langle Q_{T+F} \rangle_R = K (0.7 \sim 0.8) C_1 \cdot C_2 E_{ab} |\alpha_a T_a - \alpha_b T_b|$$

ここで、 E_{ab} は200℃における SUS304 と 2¼Cr-1Mo 鋼管の200℃における縦弾性係数の平均値、 α_a 、 α_b は両材料の200℃における熱膨張係数、 T_a 、 T_b は両材料の温度である。

工業所有権出願状況

特許・実用新案・意匠・商標 ; なし

参 考 文 献

- (1) R. B. Dooley, G. G. Stephenson, M. J. Tinkler, M. D. C. Moles and H. J. Westwood, "Ontario Hydro Experience with Dissimilar Metal Welds in Boiler Tubing," *Welding Journal*, 61(2), February, (1982), pp. 45S-49S.
- (2) C. D. Lundin, "Dissimilar Metal Welds - Transition Joints Literature Review" *Welding Journal*, 61(2), February (1982), pp. 58S-63S.
- (3) 大友, 大石橋, 雑貨: 高温使用中における異種金属管(2¼Cr-1Mo鋼とSUS316)の突き合わせ溶接継手の割れ, 石川島播磨技報, 16巻, 5号(昭和51年9月) pp. 506-512.
- (4) A. W. Dalcher, T. M. Yang and C. L. Chu, "High Temperature Thermal-Elastic Analysis of Dissimilar Metal Transition Joint", *Trans. ASME, Series H, Journal of Engineering Materials and Technology*, January (1977) pp. 65-69.
- (5) 清水, 池本: オーステナイトステンレス鋼(SUS316)とフェライト鋼(2¼Cr-1Mo) Transition Jointの熱疲労寿命に関する一考察, 材料, 28巻, 308号(昭和54年4月) pp. 95-101.
- (6) C. Amzallag, J. L. Bernard, P. Rabbe and G. Slama, "Fatigue Behavior of Welded Joints Between Dissimilar Metals (Austenitic Stainless Steels and Low Alloy Steels)", *Advances in Fracture Research*, No. 5, (1982) pp. 2071-2078.
- (7) 高速炉構造材料の材料, 溶接棒および溶接施工法選定試験(II), 日本溶接協会 原子力研究委員会 PFW小委員会 Aグループ報告書, SJ225-79-01, JWES-AE-7901(1979年2月)
- (8) 植田, 宇野ほか: 異材継手部熱疲労試験(第3報)異材継手の熱疲労試験結果および解析的検討, 動燃社内報告書 PNC SN941 82-204 (1982年9月)
- (9) 小宮山ほか: 異材継手に関する非弾性解析(高速原型炉非弾性解析試計算(4)), SJ278-77-01(4) (1977年2月)
- (10) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-47-21, ASME (1982)
- (11) 高速原型炉第1種機器の高温構造設計方針, PNC N241 81-25(1), 動力炉・核燃料開発事業団(昭和56年11月)

- (12) 非弾性構造解析法の実用化に関する研究(Ⅱ), 日本機械学会非弾性構造解析法実用化研究分科会報告書, J254, 79-02, (1979年6月)
- (13) 高速原型炉高温構造設計方針 材料強度基準等, PNC N241 81-25(2), 動力炉・核燃料開発事業団(昭和56年11月)
- (14) 非弾性解析の設計への適用方法に関する研究(Ⅱ), 日本機械学会 非弾性解析の設計適用方法研究分科会報告書, J254 81-01 (1981年6月)
- (15) 金沢ほか: SUS304鋼, 2¼Cr-1Mo鋼, インコネル82相当材の材料試験, 動燃社内報告書 PNC SN941 81-112 (1981年5月)
- (16) 高速原型炉高温第1種機器の構造設計指針(案)の解説(Ⅱ), 動力炉・核燃料開発事業団(昭和56年3月)
- (17) 植田, 宇野ほか: 異材継手部熱疲労試験(第2報) 異材継手特性試験および継手材の材料試験, 動燃社内報告書, PNC SN941 82-196 (1982年9月)
- (18) 大久保延弘(長谷川正義 監修): ステンレス鋼便覧, 日刊工業新聞社(1973年)
pp. 66.
- (19) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Section III, Division I Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components, Subsection NB Class 1 Components, 1982 Edition, ASME (1982)
- (20) 熊谷, 島田: 突出部を有する板の引張りにおける応力集中係数, 日本機械学会論文集(第1部), 34巻, 258号(昭和43年2月) pp. 249-254.
- (21) 寺崎, 秋山ほか: 余盛形状と応力集中率, 溶接継手部の応力集中率・応力拡大係数について(第1報), 溶接学会誌, 51巻, 9号(1982年) pp. 66-72.

Appendix A クリープひずみ式

異材継手の非弾性解析で用いたクリープひずみ式は以下のとおりである。

A 1 SUS 304 のクリープひずみ式

$$\epsilon_c = C_1 \{ 1 - \exp(-r_1 t) \} + C_2 \{ 1 - \exp(-r_2 t) \} + \dot{\epsilon}_m t \quad \dots\dots (A-1)$$

ここで、

$$r_1 = S_1 t_R^{\alpha_1}$$

$$r_2 = S_2 t_R^{\alpha_2}$$

$$C_1 = G_1 \dot{\epsilon}_m^{\beta_1} / r_1$$

$$C_2 = G_2 \dot{\epsilon}_m^{\beta_2} / r_2$$

$$\dot{\epsilon} = F t_R^{-\lambda}$$

$$\log_{10} (\alpha_R t_R) = \begin{cases} B_0 + B_1 \log_{10} \sigma + B_2 (\log_{10} \sigma)^2 \\ \quad \quad \quad (\text{for } 2.0 \leq \sigma \leq 38.0) \\ \{ B_0 - B_2 (\log_{10} 2.0)^2 \} + (B_1 + 2 B_2 \log_{10} 2.0) \log_{10} \sigma \\ \quad \quad \quad (\text{for } 0.01 \leq \sigma \leq 2.0) \end{cases}$$

ただし、 $0 \leq \sigma < 0.01$ に対しては $r_1 = r_2 = C_1 = C_2 = \epsilon_m = 0$

ϵ_c : クリープひずみ (mm/mm)

σ : 応力 (kgf/mm²)

t : 時間 (h)

T : 温度 (°C)

t_R : クリープ破断寿命 (h)

各パラメータの算出式は次のとおりである。

温度 (°C)	
パラメータ	425 ≤ T ≤ 650
S ₁	40.0
α ₁	-0.6667
S ₂	14.799
α ₂	-0.85439
G ₁	2.408
β ₁	0.7908
G ₂	0.81437
β ₂	0.87084
F	65.48 exp { - $\frac{42750}{8.31(T+273.15)}$ }
λ	1.1296
B ₀	-16.07703 + 22968.2 / (T + 273.15)
B ₁	-2665.10 / (T + 273.15)
B ₂	-1763.01 / (T + 273.15)
α _R	平均のクリープ曲線に対しては 1.0

A. 2 2¼Cr-1Mo (NT) 鋼管のクリープひずみ式

$$\epsilon_c = C_1 \{ 1 - \exp(-r_1 t) \} + C_2 \{ 1 - \exp(-r_2 t) \} + \dot{\epsilon}_m t \quad \dots (A-2)$$

ここで

$$r_1 = S_1 t_R^{\alpha_1}$$

$$r_2 = S_2 t_R^{\alpha_2}$$

$$C_1 = G_1 \dot{\epsilon}_m^{\beta_1} / r_1$$

$$C_2 = G_2 \dot{\epsilon}_m^{\beta_2} / r_2$$

$$\epsilon_m = F t_R^{-\lambda}$$

$$\log_{10}(\alpha_R t_R) = \begin{cases} B_0 + B_1 \log_{10} \sigma + B_2 (\log_{10} \sigma)^2 \\ \quad \text{(for } 2.7 \leq \sigma \leq 35.0 \text{)} \\ \{ B_0 - B_2 (\log_{10} 2.7)^2 \} + (B_1 + 2B_2 \log_{10} 2.7) \log_{10} \sigma \\ \quad \text{(for } 0.01 \leq \sigma < 2.7 \text{)} \end{cases}$$

ただし、0 ≤ σ < 0.01 に対しては r₁ = r₂ = C₁ = C₂ = ε̇_m = 0

ε_c ほかの意味及び使用単位は SUS 304 の場合と同様である。

各パラメータの算出式は次のとおりである。

温度(℃)	$370 \leq T \leq 550$
パラメータ	
S_1	97.514
α_1	-0.81537
S_2	27.7
α_2	-0.9125
G_1	2.1550
β_1	0.89966
G_2	1.1606
β_2	0.96696
F	$1187.1 \exp \left\{ -\frac{68457}{8.31(T+273.15)} \right\}$
λ	0.974
B_0	$-18.56995 + 21575.95 / (T + 273.15)$
B_1	$-589.395 / (T + 273.15)$
B_2	$-2182.62 / (T + 273.15)$
α_R	平均のクリープ曲線に対しては 1.0

A.3 INCONEL 82のクリープひずみ式

INCONEL 718のクリープひずみ式を用いる。

$$\epsilon_c = \epsilon_{ss} \exp \left[1.75 \left(\frac{t}{5 t_{ss}} - 1 \right) \right] \left(\frac{t}{5 t_{ss}} \right)^{0.2} \dots\dots\dots (A-3)$$

ここで、

$$\log \epsilon_{ss} = -149.3 - \frac{2300}{T} + 179.0 \log \sigma - 70.39 (\log \sigma)^2 + 9.22 (\log \sigma)^3$$

$$\log t_{ss} = 129.1 + \frac{24910}{T} - 191.2 \log \sigma + 81.61 (\log \sigma)^2 - 11.75 (\log \sigma)^3$$

であり、使用単位は ϵ_c (%), ϵ_{ss} (%), σ (MPa), t (h), T (°k)である。 t_{ss} , ϵ_{ss} はそれぞれ、第3期クリープの開始時間と開始時のひずみである。

各パラメータの算出式は次のとおりである。

温度(℃) パラメータ	$370 \leq T \leq 550$
S_1	97.514
α_1	-0.81537
S_2	27.7
α_2	-0.9125
G_1	2.1550
β_1	0.89966
G_2	1.1606
β_2	0.96696
F	$1187.1 \exp \left\{ -\frac{68457}{8.31(T+273.15)} \right\}$
λ	0.974
B_0	$-18.56995 + 21575.95 / (T+273.15)$
B_1	$-589.395 / (T+273.15)$
B_2	$-2182.62 / (T+273.15)$
α_R	平均のクリープ曲線に対しては 1.0

A. 3 INCONEL 82 のクリープひずみ式

INCONEL 718 のクリープひずみ式を用いる。

$$\epsilon_c = \epsilon_{ss} \exp \left[1.75 \left(\frac{t}{5 t_{ss}} - 1 \right) \right] \left(\frac{t}{5 t_{ss}} \right)^{0.2} \dots\dots\dots (A-3)$$

ここで、

$$\log \epsilon_{ss} = -149.3 - \frac{2300}{T} + 179.0 \log \sigma - 70.39 (\log \sigma)^2 + 9.22 (\log \sigma)^3$$

$$\log t_{ss} = 129.1 + \frac{24910}{T} - 191.2 \log \sigma + 81.61 (\log \sigma)^2 - 11.75 (\log \sigma)^3$$

であり、使用単位は ϵ_c (%), ϵ_{ss} (%), σ (MPa), t (h), T (°k) である。 t_{ss} , ϵ_{ss} はそれぞれ、第3期クリープの開始時間と開始時のひずみである。