

分置

冶金的な不連続と形状不連続を考慮した 溶接構造物クリープ疲労評価法の開発

— 弾性追従モデルの溶接継手への適用 —

1995年8月

動力炉・核燃料開発事業団
大洗工学センター

複製又はこの資料の入手については、下記にお問い合わせください。

〒311-13 茨城県東茨城郡大洗町成田町4002

動力炉・核燃料開発事業団

大洗工学センター システム開発推進部・技術管理室

Enquires about copyright and reproduction should be addressed to: Technology Management Section O-arai Engineering Center, Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation 4002 Narita-cho, O-arai-machi, Higashi-Ibaraki, Ibaraki-ken, 311-13, Japan

動力炉・核燃料開発事業団 (Power Reactor and Nuclear Fuel Development Corporation)

冶金的な不連続と形状不連続を考慮した 溶接構造物クリープ疲労評価法の開発 －弾性追従モデルの溶接継手への適用－

笠原 直人*

要 旨

溶接継手のクリープ疲労強度は母材に対して一般に低下するが、従来の構造設計においては、保守的に決めた定数を用いて強度減少割合を評価する方法が広く用いられていた。これに対し、近年の高温構造設計の経済性と信頼性向上の要求に伴い、溶接継手の強度低下メカニズムを考慮した、より精緻な評価手法が必要とされるようになった。このため溶接継手の強度低下の主要因として以下の3点に着目し、このなかの力学的要因である、要因1と要因2の影響を弾性追従モデルの拡張により記述する方法を開発した。

要因1：母材と溶接金属の冶金的な不連続

要因2：溶接余盛り等の形状不連続

要因3：溶接金属自体の材質劣化

要因1の記述には、応力-ひずみ特性の異なる2種類の材料が接合された構造を記述する弾性追従モデルの提案を行なった。

さらに要因2については、本研究に先立ち提案した切り欠きに対する弾性追従モデルと冶金的な不連続に対するモデルの重畳により評価できるようにした。

本モデルによる応力・ひずみ挙動の予測精度は、有限要素法による弾塑性解析結果との比較により実用的なものであることが分かった。さらに、大洗工学センターのTTSを使用して得た溶接構造物の熱過渡強度試験データを用いて、溶接構造物クリープ疲労評価への適用性を確認した。

*大洗工学センター基盤技術開発部 構造・材料技術開発室

Development of Creep-Fatigue Evaluation Method for Welded Structures Considering Metallurgical and Geometrical Discontinuities

— Application of Elastic Follow-up Model to Welded Joints —

Naoto Kasahara*

ABSTRACT

In order to evaluate thermal transient strength of welded components in nuclear plants, conventional structural design codes provide conservative strength reduction factors, which are desired to be rationalized. Author extended the generalized elastic follow-up model to evaluate main causes of strength reduction of welded joints. As main causes of strength reduction of welded joints subjected to cyclic thermal transients, attention was given to

- (1) Metallurgical discontinuity in which the different deformation response between base metal and weld metal can result in nonuniform stresses and strain across the weldment,
- (2) Structural discontinuity at penetration beads of welded joints, and
- (3) Degradation of Weld Metal.

In order to evaluate (1) and (2) of above factors, an elastic follow-up model was successfully applied.

Thermal transient strength test results provide further substantiation of the validity of the elastic follow-up model for ensuring adequate life in elevated temperature component weldments. Author applied the creep-fatigue life prediction methods based on the elastic follow-up model to evaluate test results of a welded vessel model. Proposed method was proved to be adequate through comparison of predicted damage with observed cracks data.

* OEC, Structure and Material Research Section

目 次

1. 溶接継手の強度低下の主要因	1
1.1 強度低下主要因の抽出	1
1.2 溶接継手のひずみ集中のシミュレーション	2
2. 冶金的不連続を記述する弾性追従モデルの提案	6
3. 母材と溶接金属の冶金的不連続に対する解析モデル	9
3.1 溶接金属の降伏応力の低下の考慮	9
3.2 冶金的不連続による弾性追従の考慮	9
3.3 非弾性解析結果との比較	10
4. 溶接構造物の弾性追従モデル	14
4.1 余盛り端の形状不連続に対する評価モデル	14
4.2 非弾性解析結果との比較	14
4.3 溶接金属の材質劣化の考慮	15
4.4 強度低下主要因を考慮した溶接構造物評価モデル	16
5. 溶接継手強度評価法と熱過渡強度試験による検証	21
5.1 溶接構造物熱過渡強度試験	21
5.2 溶接継手クリープ疲労強度評価法と試験データによる検証	21
6. 結 言	30
謝 辞	31
参考文献	32

1. 溶接継手の強度低下の主要因

1.1 強度低下主要因の抽出

溶接継手のクリープ疲労強度は、母材に対して一般に低下するが、従来の構造設計においては、実験データを保守的に包絡する一定の係数を用いて強度減少割合を評価する方法が、広く用いられていた[1][2]。

これに対し、近年の高温構造設計の経済性と信頼性向上の要求に伴い、溶接継手の強度低下メカニズムを考慮した、より精緻な評価手法が必要とされるようになった[3]。このため溶接継手の強度低下の主要因の抽出を行った。

SUS304 母材、308 系溶接金属、およびビードと直角方向に切り出した溶接継手試験片を作成し、550°Cで変位制御型疲労試験を行うと、溶接継手試験片の疲労強度が他の2種類に比べて低下する[4] (Fig. 1)。この結果から、溶接金属と母材部との冶金的特性不連続が継手の強度低下の要因として考えられる。次ぎに変位制御型疲労試験中の応力範囲の履歴を観察すると、Fig. 2のように寿命の大半において溶接金属の応力範囲が母材に比べて小さく、母材に比べて軟らかい[4]。

そこで、SUS304 溶接継手材料試験片に対して、柔らかい溶接金属と硬い母材のひずみの分担割合を考慮することにより溶接金属部のひずみを評価し、これと線形損傷則を合わせて、溶接継手材料試験の比較的短時間のクリープ疲労強度を予測したところ、母材に近い精度で評価可能という結果が得られている[5]。

これらの知見から、SUS304 溶接継手試験片のクリープ疲労強度が、母材に対して低下する要因は、母材と溶接金属の総体的な硬さ（繰返し応力-ひずみ関係の差）、すなわち冶金的不連続に起因する、柔らかい領域への総体的なひずみ集中と考えられる。

次ぎに構造物中の実際の溶接継手では、継手表面の仕上げが不十分、またはなされない場合の、溶接余盛り等に起因する幾何学的形状不連続によるひずみ集中も考慮する必要がある。

上記2つの要因は力学的なものであるのに対し、溶接金属自身の材質劣化による強度低下がある。

まず溶接金属固有の問題として、パスあるいは層の境界面における微細なひずみ集中がある。次に溶接継手の問題として、ボンド部における残留応力が無視できない場合がある。さらに高温域で長時間保持した場合には、添加元素の析出により微細なひずみ集中や、延性の低下の可能性がある。

材質劣化に関しては、このように複雑で不明な点が多いため、現時点では試験データをもとに材質劣化に関する強度低減係数としてまとめる方法が妥当と考えられる。

以上から、溶接継手の強度低下の主要因として、以下の3点に着目し (Fig. 3 参照)、本研究ではこのなかの力学的要因である、要因1と要因2の影響を弾性追従モデルの拡張により記述することを試みる。

要因1：母材と溶接金属の冶金的不連続

要因2：溶接余盛り等の形状不連続

要因3：溶接金属自体の材質劣化

1.2 溶接継手のひずみ集中のシミュレーション

溶接継手の力学的強度低下要因である、冶金的不連続と形状不連続による応力・ひずみ挙動を理解するため、溶接継手の非弾性解析を実施した。

解析対象は Fig. 4 に示す、内径 1000mm、板厚 15mm の円筒に施された、継手幅 10mm の周溶接継手である。ここで、継手形状に関しては表面の余盛りが削り取られ、形状不連続がない仕上げ溶接と、Fig. 4 のように余盛りが残された未仕上げ溶接の 2 種類を調べた。さらにそれぞれについて、冶金的不連続がなく母材一様の場合を比較のため計算した。材料は SUS304 母材と 308 系溶接金属の組合せを想定し、Fig. 4 の応力-ひずみ関係を使用した。荷重は典型的な過渡熱応力である、板厚内の等 2 軸曲げ応力を、板厚方向に 360°C の線形温度分布を与えることにより付加した。

有限要素モデルには要素は 8 接点軸対称アイソパラメトリック要素を使用し、F I N A S Ver. 12.0 により計算を行った。

解析結果であるが、仕上げ溶接の場合の歪み分布を Fig. 5 に示す。左側が母材一様のケース、右側が継手を考慮した場合である。両者を比較すると、最大ひずみが冶金的不連続の存在により、約 0.4% から 0.6% に上昇していることが分かる。

次に、Fig. 6 の未仕上げ溶接のケースであるが、母材一様の場合形状不連続部に約 0.7% のひずみが生じているのに対し、冶金的不連続が重畳する場合には同位置のひずみが約 1.2% に拡大されている。

これらの結果から、溶接継手に生じるひずみは冶金的不連続と形状不連続の重畳により増大し、これが継手の疲労およびクリープ疲労の強度低下要因となっていると考えられる。

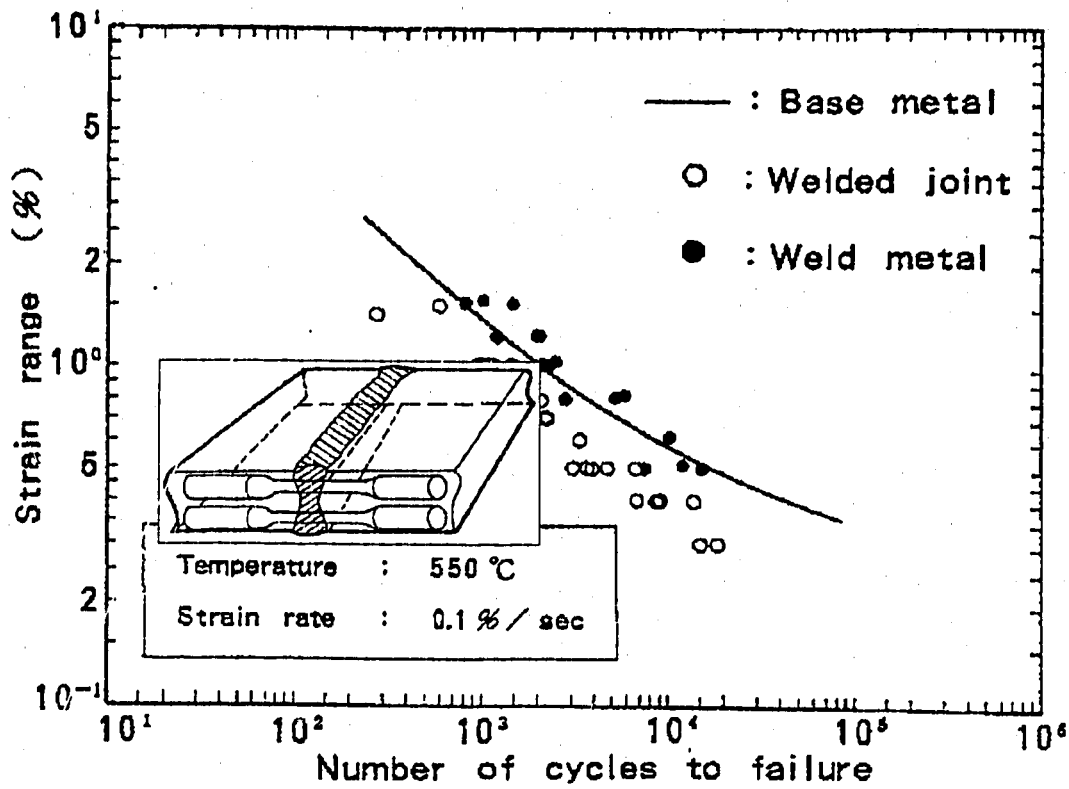


Fig.1 Comparison of Fatigue Strength among base metal, weld metal, and Welded Joint

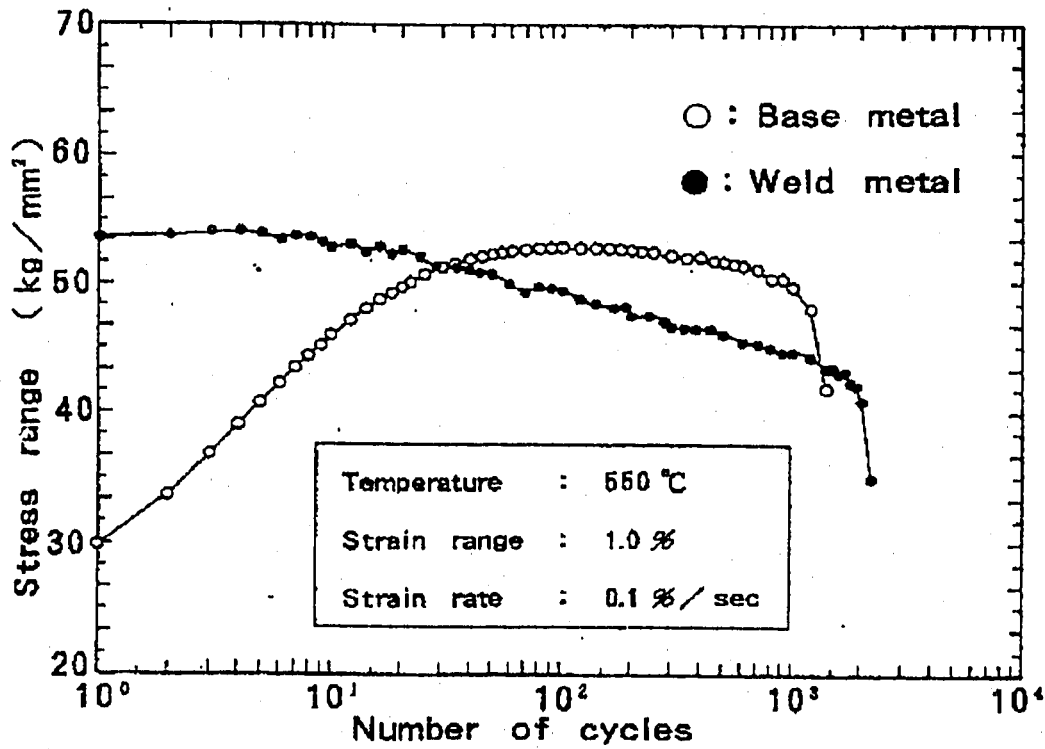


Fig.2 Comparison of stress range history between base metal and weld metal

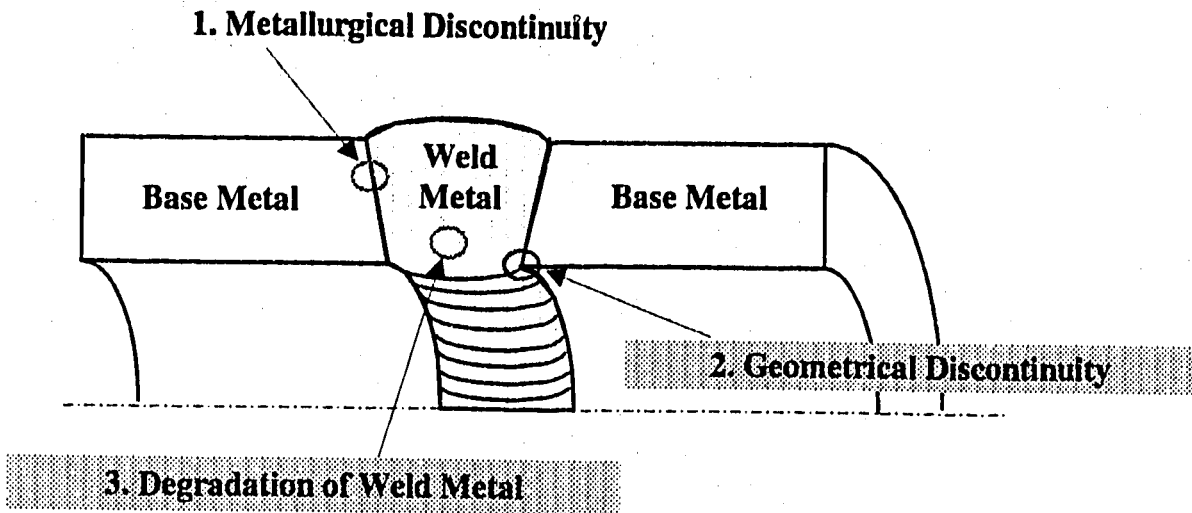


Fig.3 Main Factors of Fatigue Strength Reduction of Welded Joints

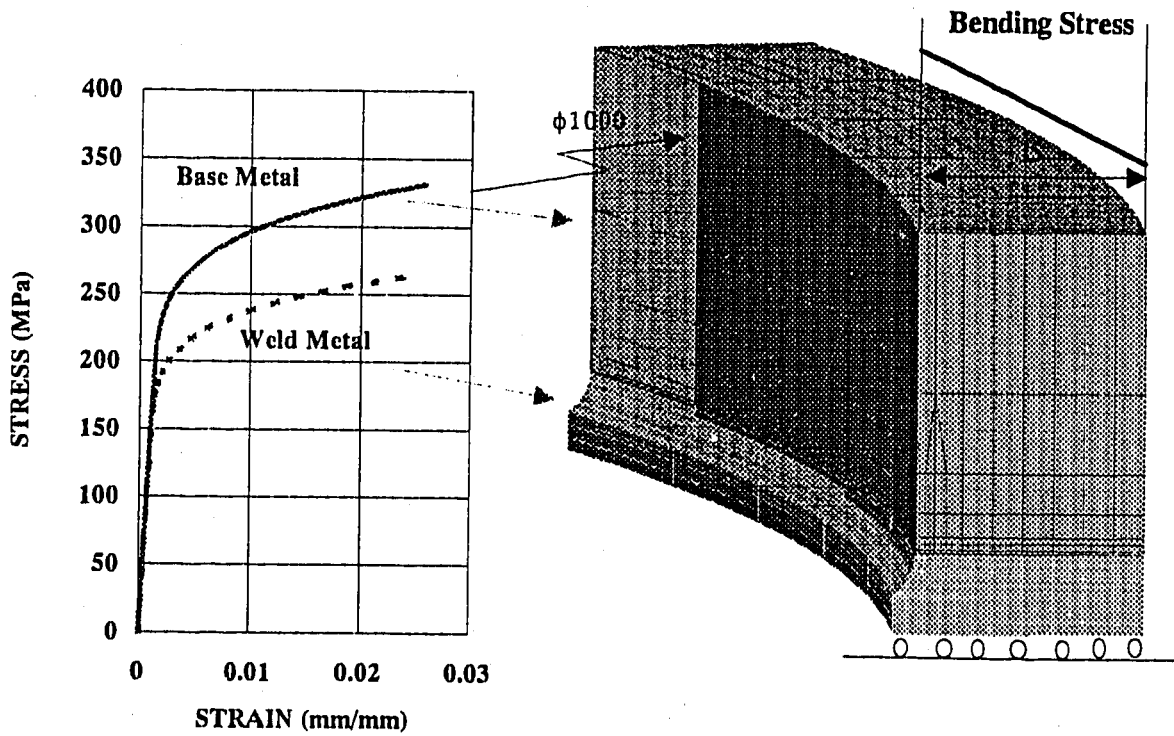


Fig.4 Finite Element Model of An Unfinished Welded Joint (Elastic-Plastic Analysis)

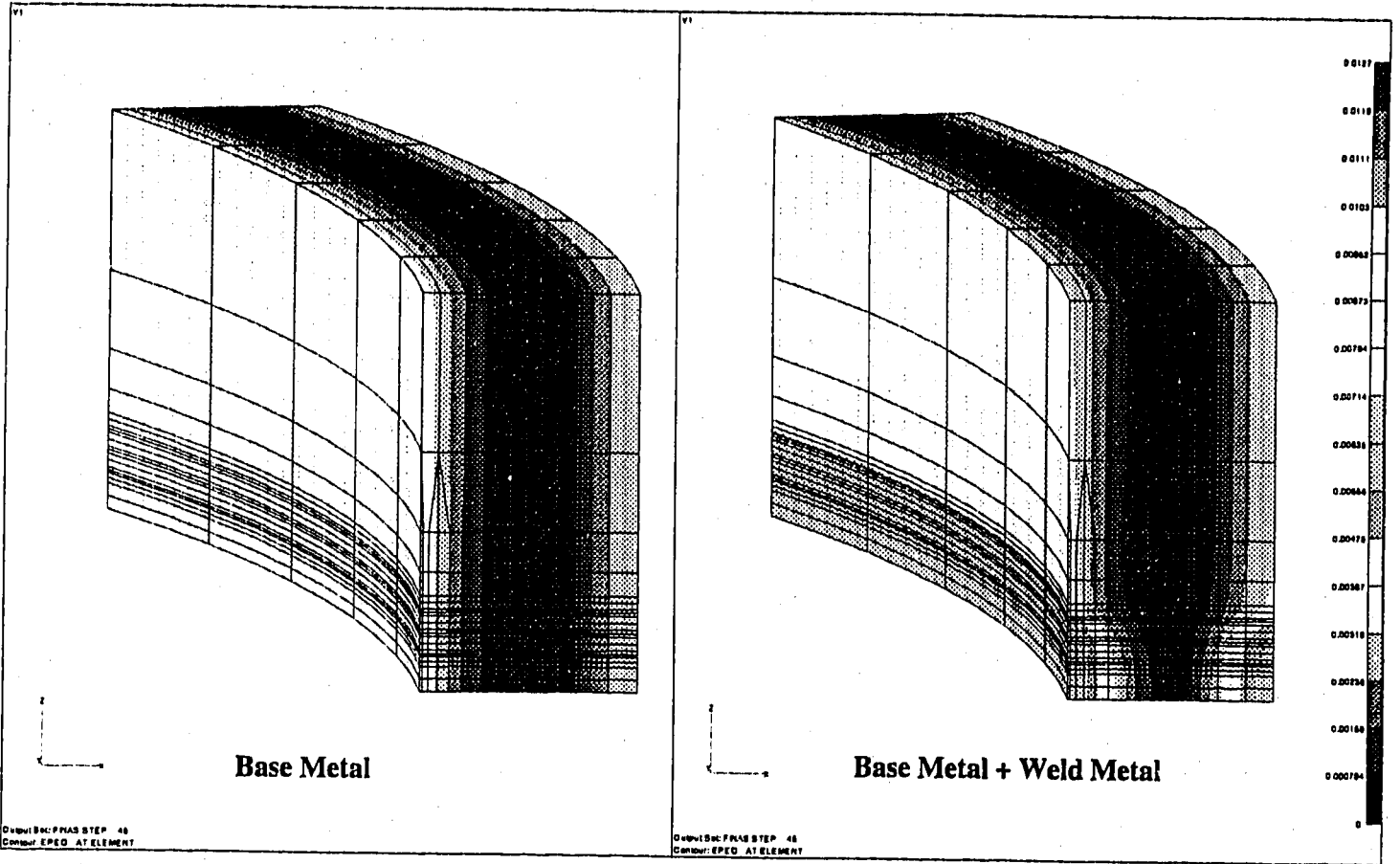


Fig.5 Equivalent Strain Contour of Finished Welded Joints (Elastic-Plastic F.E.Analysis)

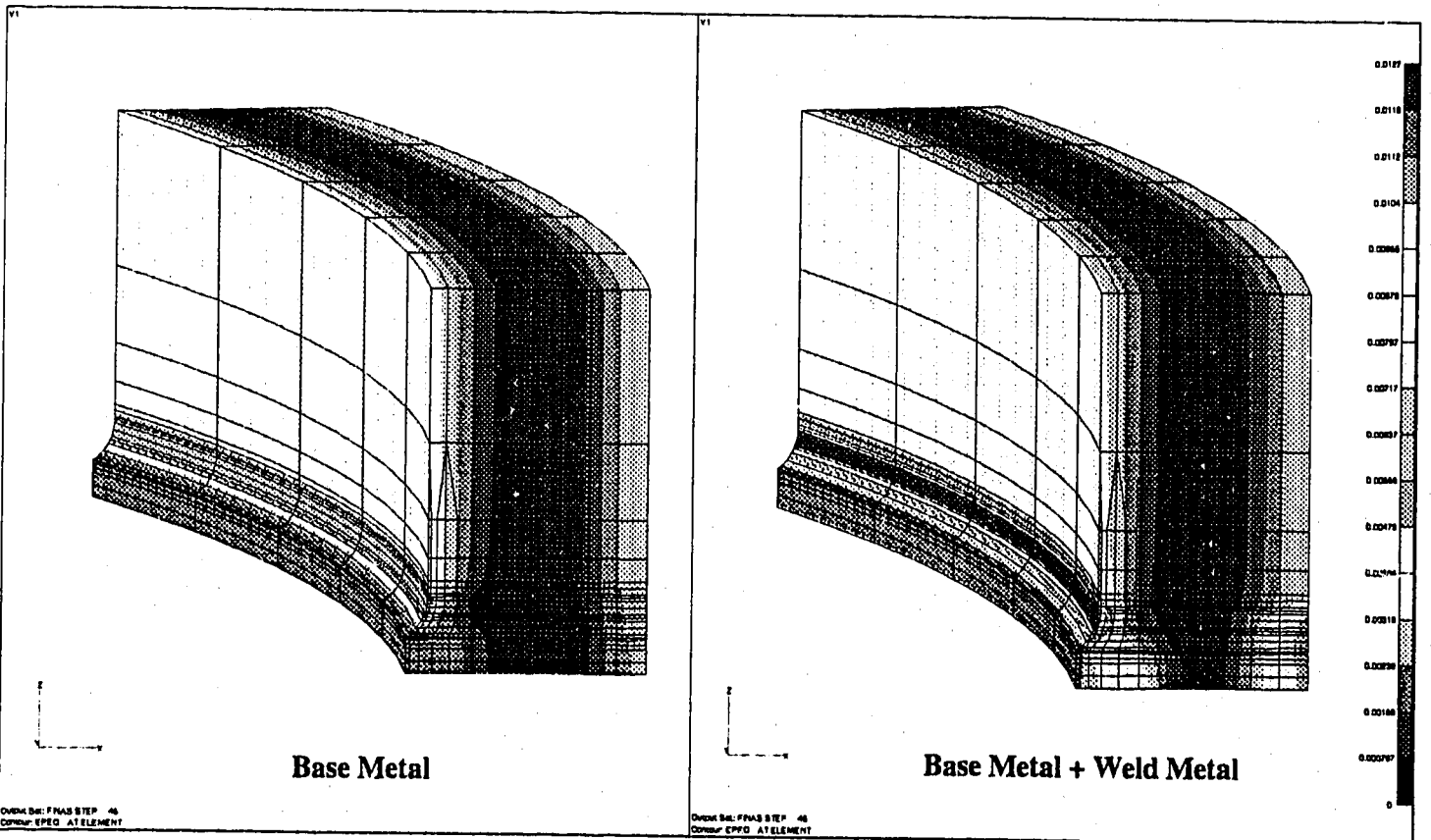


Fig.6 Equivalent Strain Contour of Unfinished Welded Joints (Elastic-Plastic F.E.Analysis)

2 冶金的不連続を記述する弾性追従モデルの提案

母材と溶接金属のように、材質の異なる部材が結合された構造の挙動を記述するため、一般構造不連続用の弾性追従モデル[6]の拡張を行う。

均一母材と弾性バネの結合体で定義される基本的な弾性追従モデルである Fig. 7(A)において境界条件は

$$l_1 \varepsilon_1 + l_2 \varepsilon_2 = \delta \quad (1)$$

$$a_1 \sigma_1 = a_2 \sigma_2 \quad (2)$$

応力-ひずみ関係は

$$\varepsilon_1 = \sigma_1 / E_1 + A_1 \sigma_1^n \quad (3)$$

$$\varepsilon_2 = \sigma_2 / E_2 \quad (4)$$

式(2), (4)より

$$\varepsilon_2 = \frac{a_1 \sigma_1}{a_2 E_2} \quad (5)$$

式(3), (5)を式(1)に代入すると

$$\frac{\sigma_1}{E_1} = - \left[\frac{1}{1 + (l_2 / l_1) (a_1 / a_2)} \right] A_1 \sigma_1^n + \frac{\delta}{l_1 + l_2 (a_1 / a_2)} \quad (6)$$

式(6)を式(3)に代入すると

$$\varepsilon_1 = - \left[\frac{1}{1 + (l_2 / l_1) (a_1 / a_2)} - 1 \right] A_1 \sigma_1^n + \frac{\delta}{l_1 + l_2 (a_1 / a_2)} \quad (7)$$

ここで、 $A_1 = 0$ とすると、 ε_1 に関する弾性解 ε_{1e} が得られ、

$$\varepsilon_{1e} = \frac{\delta}{l_1 + l_2 (a_1 / a_2)} \quad (8)$$

式(6), (7), (8)を用いると Fig. 7 に示す定義の弾性追従パラメータ q が以下のように計算される。

$$q = \frac{\varepsilon_1 - \sigma_1 / E_1}{\varepsilon_{1e} - \sigma_1 / E_1} = 1 + \left(\frac{l_2}{l_1} \right) \left(\frac{a_1}{a_2} \right) \quad (9)$$

次に Fig. 7(B)のように、断面積が同じで、弾塑性体とヤング率が異なる弾性体の結合モデルを考える。

この場合、Fig. 7(A)の条件式からの相違点は式(5)が次式に変化するだけである。

$$\varepsilon_2 = \frac{\sigma_1}{E_2} \quad (10)$$

従って、弾性追従パラメータは式(9)から簡単に類推できる。

$$q = 1 + \left(\frac{l_2}{l_1} \right) \left(\frac{E_1}{E_2} \right) \quad (11)$$

Fig. 7(C)は、断面積が同じで、ヤング率と塑性項にかかる係数が異なる2つの弾塑

性体の結合問題である。

この場合、Fig. 7(A)の条件式(4)および(5)が以下のようなになる。

$$\varepsilon_2 = \sigma_2 / E_2 + A_2 \sigma_2^n \quad (12)$$

$$\varepsilon_2 = \sigma_1 / E_2 + A_2 \sigma_1^n \quad (13)$$

式(3), (13)を式(1)に代入すると

$$\frac{\sigma_1}{E_1} = - \left[\frac{1 + (A_2 / A_1)(l_2 / l_1)}{1 + (l_2 / l_1)(E_1 / E_2)} \right] A_1 \sigma_1^n + \frac{\delta}{l_1 + l_2(E_1 / E_2)} \quad (14)$$

式(14)を式(3)に代入すると

$$\varepsilon_1 = - \left[\frac{1 + (A_2 / A_1)(l_2 / l_1)}{1 + (l_2 / l_1)(E_1 / E_2)} - 1 \right] A_1 \sigma_1^n + \frac{\delta}{l_1 + l_2(E_1 / E_2)} \quad (15)$$

ここで、 $A_1 = 0$ とすると、 ε_1 に関する弾性解 ε_{1e} が得られ、

$$\varepsilon_{1e} = \frac{\delta}{l_1 + l_2(E_1 / E_2)} \quad (16)$$

式(14), (15), (16)を用いると Fig. 7 に示す定義の弾性追従パラメータが以下のように計算される。

$$q = \frac{\varepsilon_1 - \sigma_1 / E_1}{\varepsilon_{1e} - \sigma_1 / E_1} = \frac{1 + (l_2 / l_1)(E_1 / E_2)}{1 + (A_2 / A_1)(l_2 / l_1)} \quad (17)$$

Fig. 7(D)は Fig. 7(C)の2つの結合体の断面が変化した場合である。式の上では Fig. 7(C)の式(13)式が次式になる。

$$\varepsilon_2 = (a_1 / a_2)(\sigma_1 / E_2) + A_2 (a_1 / a_2)^n \sigma_1^n \quad (18)$$

式(13)と式(18)を比較すると、式(17)から弾性追従パラメータが以下のように導出できる。

$$q = \frac{1 + (l_2 / l_1)(a_1 / a_2)(E_1 / E_2)}{1 + (A_2 / A_1)(l_2 / l_1)(a_1 / a_2)^n} \quad (19)$$

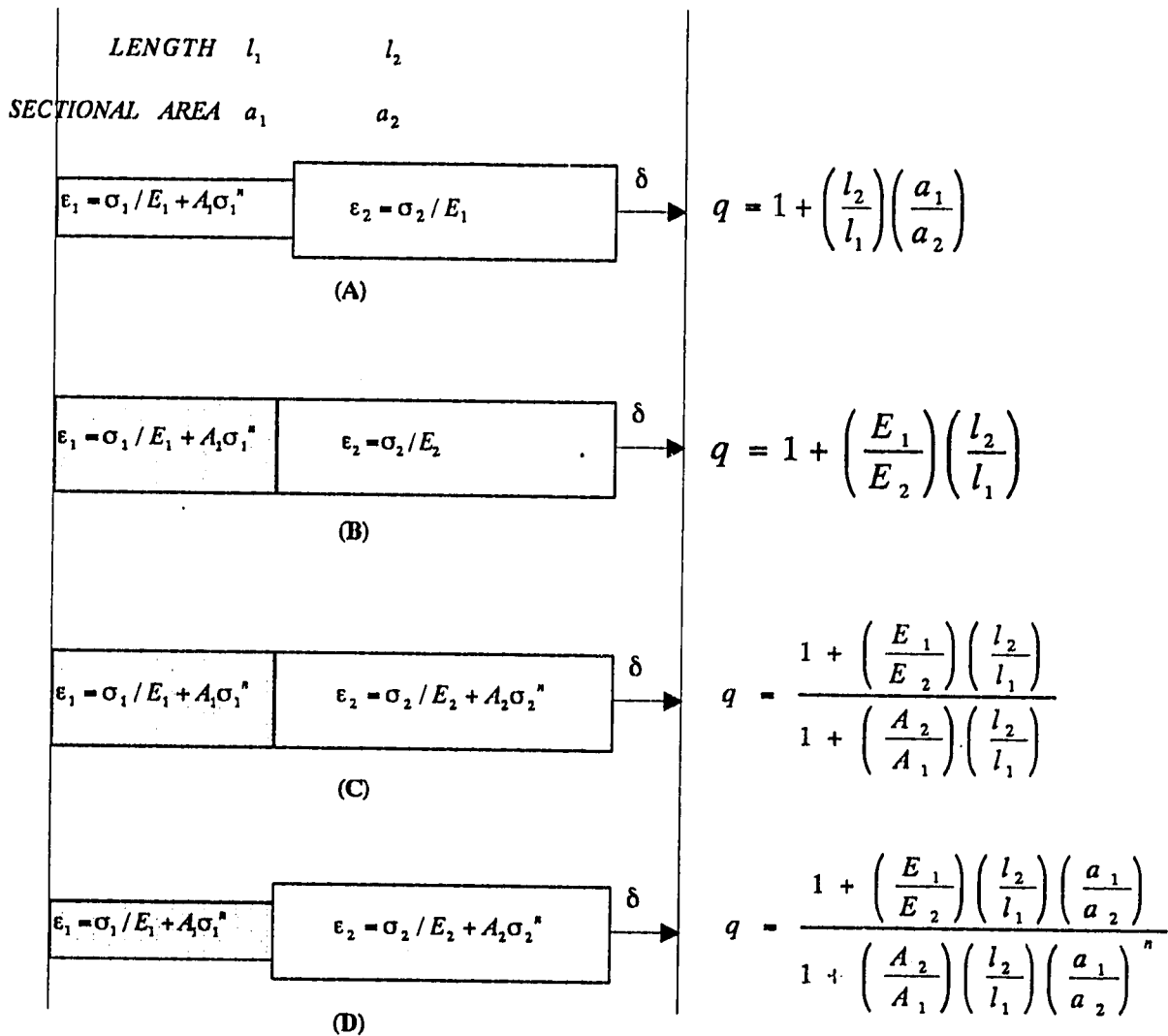
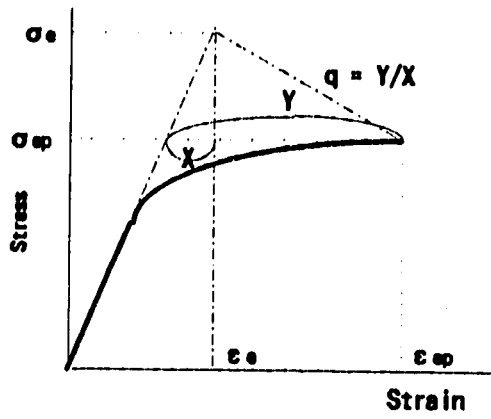


Fig. 7 Elastic follow-up model considering metallurgical discontinuity

3 母材と溶接金属の冶金的不連続に対する解析モデル

3.1 溶接金属の降伏応力の低下の考慮

前節で取り上げた SUS304 母材および 308 系溶接金属からなる溶接継手疲労試験において、十分負荷が繰り替えされた後の応力範囲とひずみ範囲の関係（動的応力-ひずみ線図）を表示したものが Fig. 8 である。溶接金属の動的応力-ひずみ線図は、母材の曲線からほぼ定数倍だけ縦軸（応力）の方向に圧縮した関係になっている。

この効果を弾完全塑性体をベースとした一般母材部に対する弾性追従モデルである次式[6]

$$\varepsilon_t = \left\{ 1 + (q - 1) \left(1 - \frac{2\sigma_y}{\Delta\sigma_e} \right) \right\} \varepsilon_e \quad (20)$$

に反映させるため、谷川らは Fig. 9 のように溶接金属と母材の降伏応力比 γ_y を導入した[4]。SUS304 母材と 308 系溶接金属の組み合わせによる溶接継手に関して具体的な γ_y 値として 0.8 を提案している。

$$\varepsilon_t = \left\{ 1 + (q - 1) \left(1 - \gamma_y \frac{2\sigma_y}{\Delta\sigma_e} \right) \right\} \varepsilon_e ,$$

$$\gamma_y = 0.8(\text{Type304SS} / \text{Type308SS}) \quad (21)$$

3.2 冶金的不連続による弾性追従の考慮

冶金的不連続が実際の構造物中にあった場合、周辺構造物との間で弾性追従が生じる。文献[4]ではこの効果を、弾性追従係数の割り増し係数 $f_w = 1.5$ で評価している。本研究では、前節で提案した冶金的特性不連続に対する弾性追従モデルを使用して、本効果の定量評価を提案する。

Fig. 10(A)のように、溶接継手が材料試験片のように単体で存在する場合は、溶接金属のひずみは次式で評価できる。

$$\varepsilon_t = \left\{ 1 + (q_w - 1) \left(1 - \gamma_y \frac{2\sigma_y}{\Delta\sigma_e} \right) \right\} \varepsilon_e \quad (22)$$

これに対し、実際の構造物中では溶接継手は何等かの構造不連続中に存在し、Fig. 10(B)のように周辺構造物との弾性追従系（弾性追従係数 q で記述できるものとする。）の中に、冶金的不連続が存在するモデルで表わすことができる。このような系に関しては、筆者らの提案する直列弾性追従モデル[7]でその重畳挙動を記述することが可能であり、次ぎの通りとなる。

$$\varepsilon_t = \left\{ 1 + (q_w \cdot q - 1) \left(1 - \gamma_y \frac{2\sigma_y}{\Delta\sigma_e} \right) \right\} \varepsilon_e \quad (23)$$

ここで、 q : 溶接以外の要因による弾性追従係数、 q_w : 溶接金属と母材の冶金的不連続による弾性追従係数 γ_y : (溶接金属降伏応力)/(母材降伏応力)、 σ_y : 母材降伏応力、 $\Delta\sigma_e$: 弾性解析による応力範囲

また、 q_w の値も実構造では施工状態や荷重条件により変化する。典型的な熱応力

場である板厚内温度勾配による熱応力を受ける円筒の周溶接継手に対して、冶金的特性不連続に対して影響の大きい継手幅／板厚比を変化させた場合の q_w [8]をFig. 11に示す。 q_w については2章のようなモデルから直接計算するという考え方[9]もあるが、ここでは弾性追従モデルは基本的なメカニズムの分析とそれを考慮した評価式の導出に使用し、設計係数に関しては個々の問題に応じたモデルで別途定める方法をとった。

3.3 非弾性解析結果との比較

1.2 節で例として取り上げた板厚内温度勾配による熱応力を受ける円筒の周溶接継手を対象とし、継手幅／板厚比を変化させた場合のひずみ集中係数 K_ε の値を、FEMによる弾塑性解析の結果、および式(23)とFig. 11の q_w からの予測値との間で比較した結果をFig. 12示す。継手幅にかかわらず式(23)により図2より提案したひずみ集中係数が妥当であることが分かる。

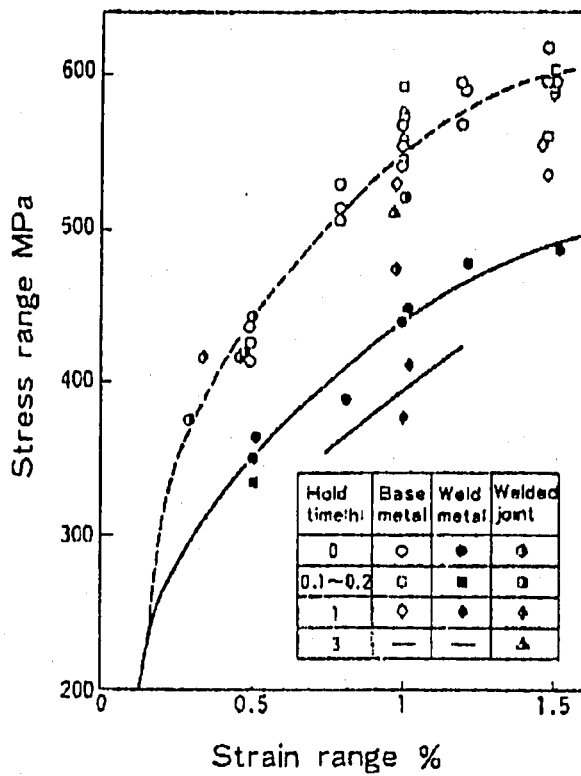
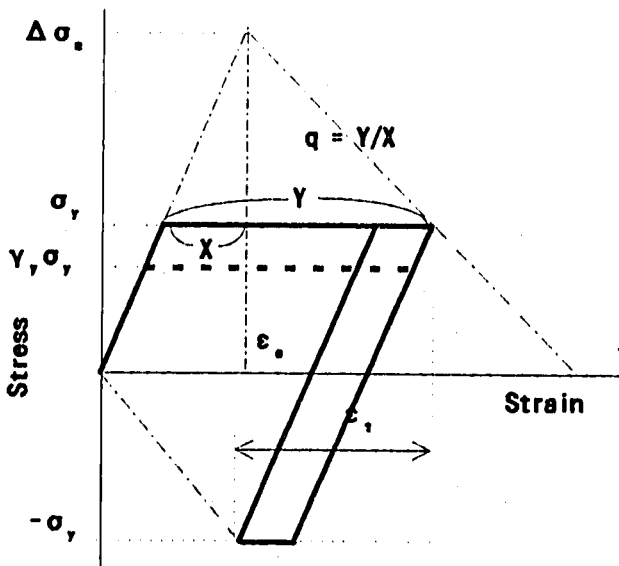


Fig.8 Comparison of Cyclic stress-strain curves of weld metal and base metal



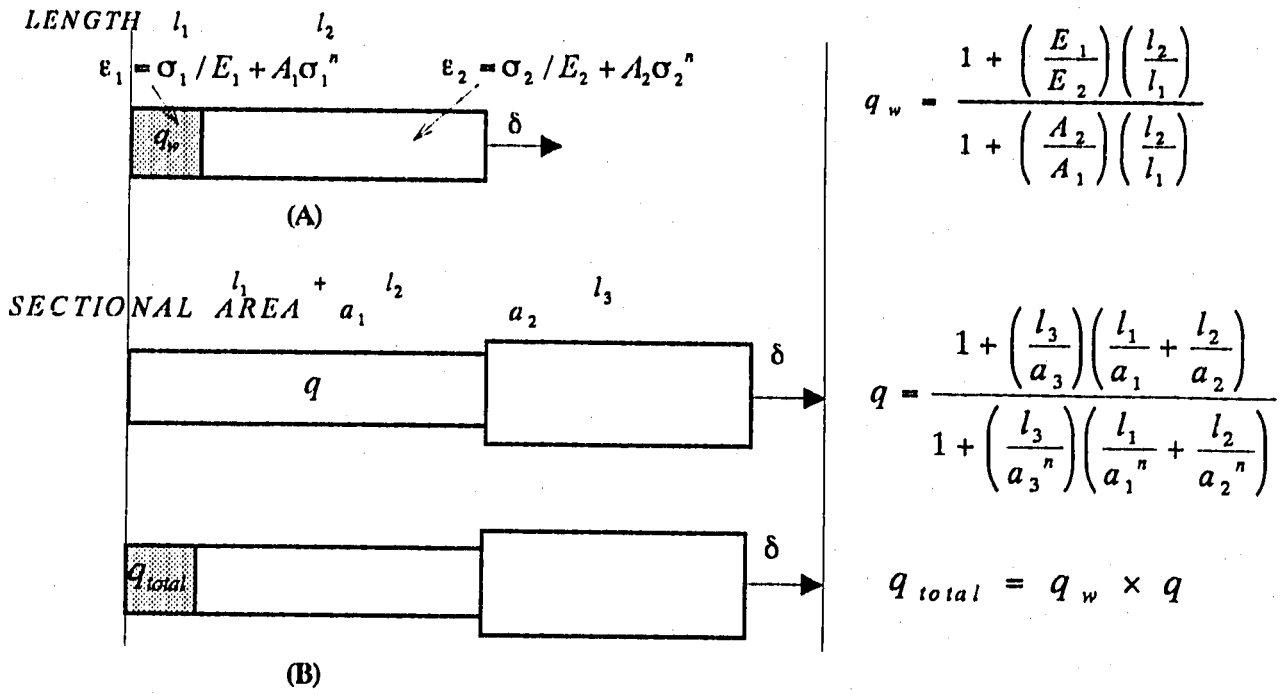
$$\epsilon_t = \left\{ 1 + (q_s - 1) \left(1 - \frac{2\sigma_y}{\Delta\sigma_e} \right) \right\} \epsilon_e$$



$$\epsilon_t = \left\{ 1 + (q - 1) \left(1 - \gamma_y \frac{2\sigma_y}{\Delta\sigma_e} \right) \right\} \epsilon_e$$

$$\gamma_y = 0.8 (\text{Type 304SS} / \text{Type 308SS})$$

Fig.9 Elastic Follow-up Model Considering Yield Stress Reduction of Weld Metal



$$\epsilon_f = \left\{ 1 + (q_w \cdot q - 1) \left(1 - \gamma + \frac{2\sigma_y}{\Delta\sigma_f} \right) \right\} \epsilon_s$$

Fig.10 Elastic Follow-up Model of Weld Metal to Surrounded Base Metal

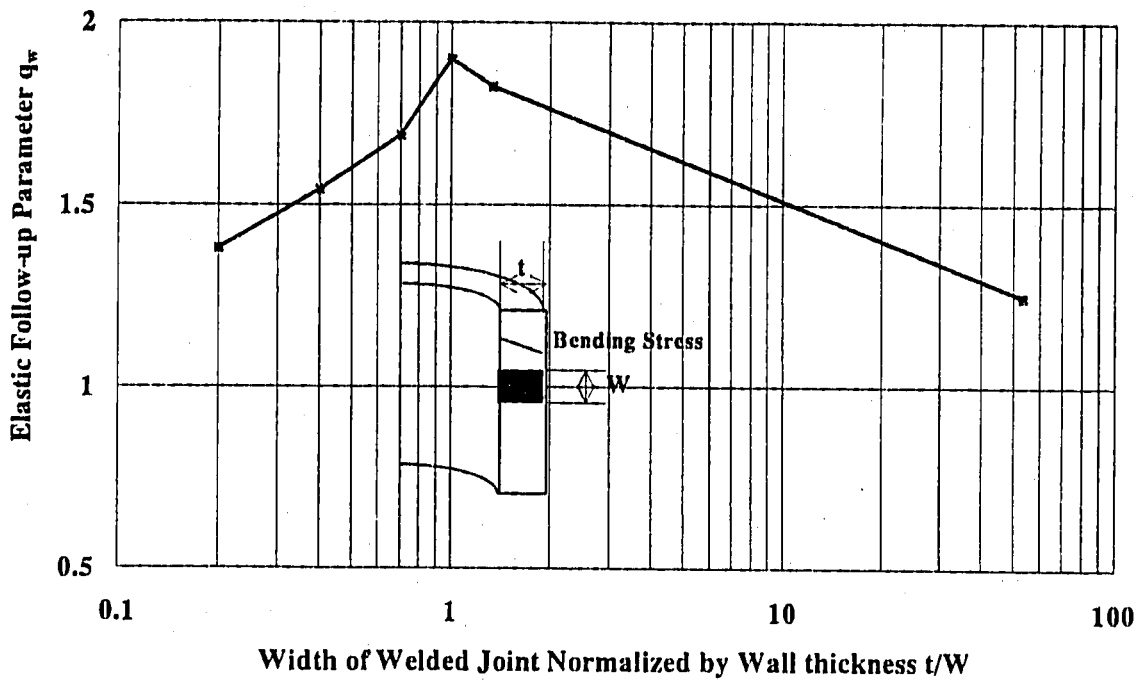


Fig.11 Elastic follow-up parameter q_w for metallurgical discontinuities

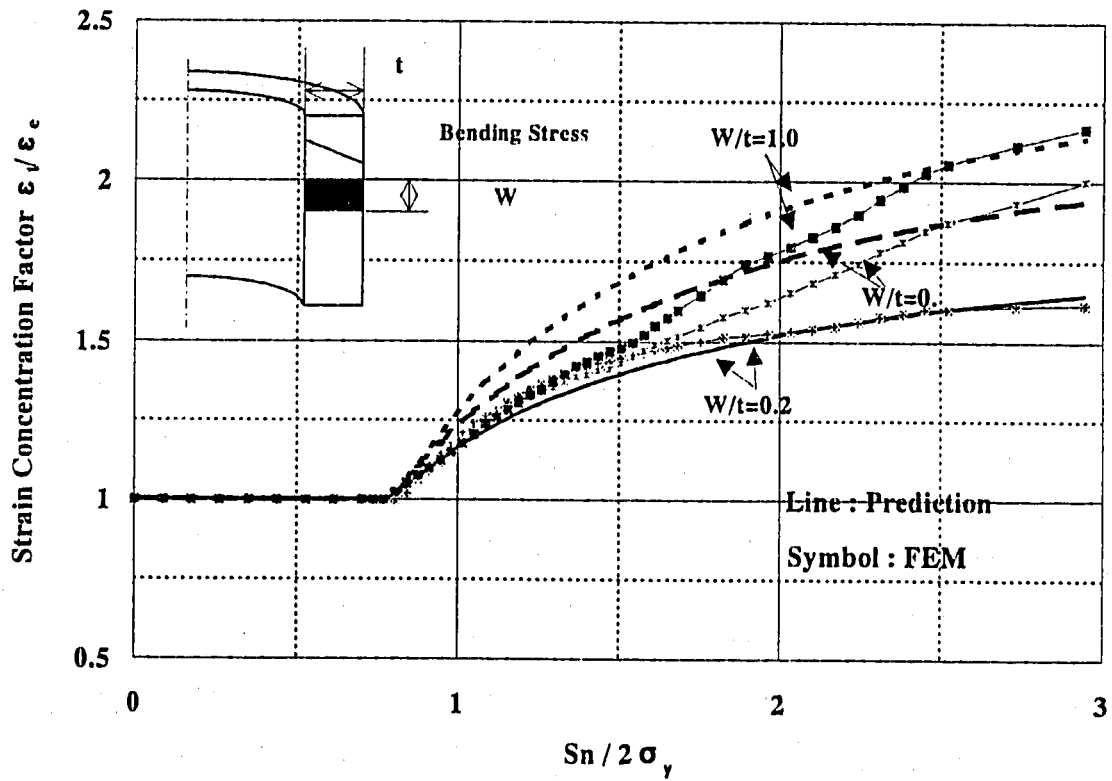


Fig.12 Strain Concentration Factor for metallurgical discontinuities

4 溶接構造物の弾性追従モデル

4.1 余盛り端の形状不連続に対する評価モデル

(1) 溶接継手の幾何学的構造不連続の要因と応力集中係数

実構造物中の未仕上げ溶接継手では(1)削除されない内面余盛り、(2)開先あわせのためのカウンターボア (counter bore) 加工、(3)溶接線の収縮 (shrinkage)、等により形状不連続が生じる。

形状不連続の効果を検討するために、動燃事業団大洗工学センターで実施された構造物試験体の溶接継手の応力集中係数を調べた。構造物強度データベース STAR[10] に蓄積された、試験体の詳細形状データと荷重条件を基に、FEMによる応力解析を行い、高速原型炉用の設計指針[6]の定義に従い、構造物試験体の応力集中係数を調査した。例としてTTS原子炉容器型モデル供試体溶接部[11]の熱過渡強度試験結果と応力集中係数を Fig. 13 に示す。

これらの調査から、未仕上げ溶接継手の応力集中係数は概ね $K=1.0\sim 2.5$ の範囲にあり、 $K=1.3$ 程度の集中係数を有するものが最も多いことが分かった。

また、多くの場合 Fig. 13 のように応力集中部にき裂が発生していることから、未仕上げ溶接継手では(1)冶金的な不連続と(2)形状不連続の重畳により強度が低減していると考えられる[12]。

ここで、(1)冶金的な不連続と周辺構造物との弾性追従現象は板厚全体におよぶ総体的な挙動であるのに対し、(2)形状不連続による集中は板厚表面近傍の極めて局所的なものと考えられる。このことから、著者らが一般構造不連続部の総体挙動と局所挙動の重畳評価のため提案した並列弾性追従モデル[7]を、溶接継手の冶金的な不連続と形状不連続の重畳評価に適用する。

(1)の総体挙動に対しては前節で提案した式(23)により記述できるため、(2)の局所挙動に対する弾性追従パラメータを q_k とすると、並列弾性追従モデルは次式となる。

$$\varepsilon_t = K \left\{ 1 + (q_w \cdot q - 1) \left(1 - \gamma_y \frac{2\sigma_y}{\Delta\sigma_e} \right) \right\} \left\{ 1 + (q_k - 1) \left(1 - \gamma_y \frac{2\sigma_y}{\Delta K\sigma_e} \right) \right\} \varepsilon_e \quad (24)$$

また、式(24)で表わせるモデルと溶接継ぎ手強度低減要因の関係を、Fig. 14 に示す。

次に形状不連続に対する弾性追従パラメータ q_k であるが、著者らは Neuber 則からの類推[7]、および J 積分からの推定[13]の両者から、応力集中係数 K が与えられた場合の弾性追従パラメータ q_k に対して次式を与えている。

$$q_k = K^{\frac{n-1}{n+1}} \quad (25)$$

4.2 非弾性解析結果との比較

式(24)の妥当性を確かめるため、Fig. 3 に示した円筒上の周溶接継手を取り上げ、形状不連続による応力集中係数と、冶金的な不連続のパラメータである継手巾をパラメータ

とした非弾性解析を実施した。後者を変化させると形状不連続に対する溶接金属・母材境界の相対位置をパラメータとすることができる。応力集中係数 K については、次の溶接部形状との関係式[7]により、 $K=1.0\sim 3.0$ となる形状を選んだ(Fig. 16)。

$$K = 1 + C \cdot F_1(h/t) \cdot F_2(w/t) \cdot F_3(\theta) \cdot \sqrt{t/\rho} \quad (26)$$

但し、 ρ : 切り欠き底半径、 θ : 余盛り角度、 W : ビード巾、 h : ビード高さ、 t : 板厚 である。

溶接金属・母材境界位置に関しては、最大応力発生位置である切り欠き底アール端部 (J_1)、切り欠き底アール中央 (J_2)、切り欠き底アール頂部 (J_3) の3種類の境界を設けた(Fig. 15)。

上記モデルの弾塑性解析によるひずみ集中係数 (荷重レベル $S_n=2.5 \times 2 \sigma_y$) と、式(24)による予測値の比較を Fig. 16 に示す。

FEM解析結果であるが、応力集中係数が1から3に増加するに従い、ひずみ集中係数も大きくなる。また、溶接金属・母材境界位置に関しては、 J_1 の場合にひずみ集中係数が最大となる。次に J_2 、 J_3 の順番である。

式(24)による予測値は、応力集中係数が1から3までの範囲で J_1 の値をやや上回る程度で、設計評価式として妥当なものであることが検証できた。

次に、荷重レベルを変化させた場合の妥当性を調べたのが Fig. 17 である。 $K=3.0$ とし、溶接金属・母材境界位置を J_1 、 J_2 、 J_3 と変化させた結果である。同様に境界位置を J_1 に固定し、 $K=2.0$ 、 2.3 、 3.0 と変化させた場合を Fig. 18 に示す。両図共に予測結果が妥当であることを示している。

4.3 溶接金属の材質劣化の考慮

溶接パスあるいは層の境界面における微細なひずみ集中と、ボンド部における残留応力に関しては、継手が降伏応力を越えるひずみサイクルを受ける場合には、寿命の初期に消滅するものと考えられる。さらに高温で使用される場合も、残留応力がクリープにより緩和するため、強度低下の支配要因とはならない。以上からこれらの要因については、低ひずみ、高サイクル疲労の領域で考慮すべき因子と考えられ、評価法としては強度低減係数の下限値を与えるのが合理的と考えられる。

これに対し、高温域で長時間保持した場合の添加元素の析出による微細なひずみ集中と延性の低下に関しては、添加元素の析出量自体が温度と時間に依存し、予測は容易ではない。さらに微視的な集中の度合も周辺の応力場や、他の要因との重畳が考えられるため、定量的な評価は難しい。

以上から析出物による材質自体の劣化に関しては、現状では正確な評価が難しいため、材料試験から係数を定め、強度低減係数の下限値に含めることとした。SUS304 溶接継手用に関する低減係数として、 $K_{e0}=1.2$ が提案されている[15]。

4.4 強度低下主要因を考慮した溶接構造物評価モデル

これまでの研究により SUS304 溶接継手の冶金的不連続および、形状不連続によるクリープ疲労強度低下の評価が可能となった。残された課題は材質劣化の考慮である。一般に負荷形態が低ひずみになると、力学的要因による効果が低減し、負荷の影響を直接には受けにくい材質劣化の影響が顕著になる。材質劣化は材料の破損クライテリア自体の低下につながるため、他のすべての要因との重畳が考えられるが、こうした傾向を簡単に記述するには、力学的要因による低減効果と材質劣化による効果の最大値をとる次式が近似的に考えられる(Fig. 19)。

$$\varepsilon_c = \text{Max} \left[K K_e'(q_w q) K_e'(q_k), K_{\varepsilon 0} \right] \varepsilon_c \quad K_{\varepsilon 0} = 1.2 \quad (26)$$

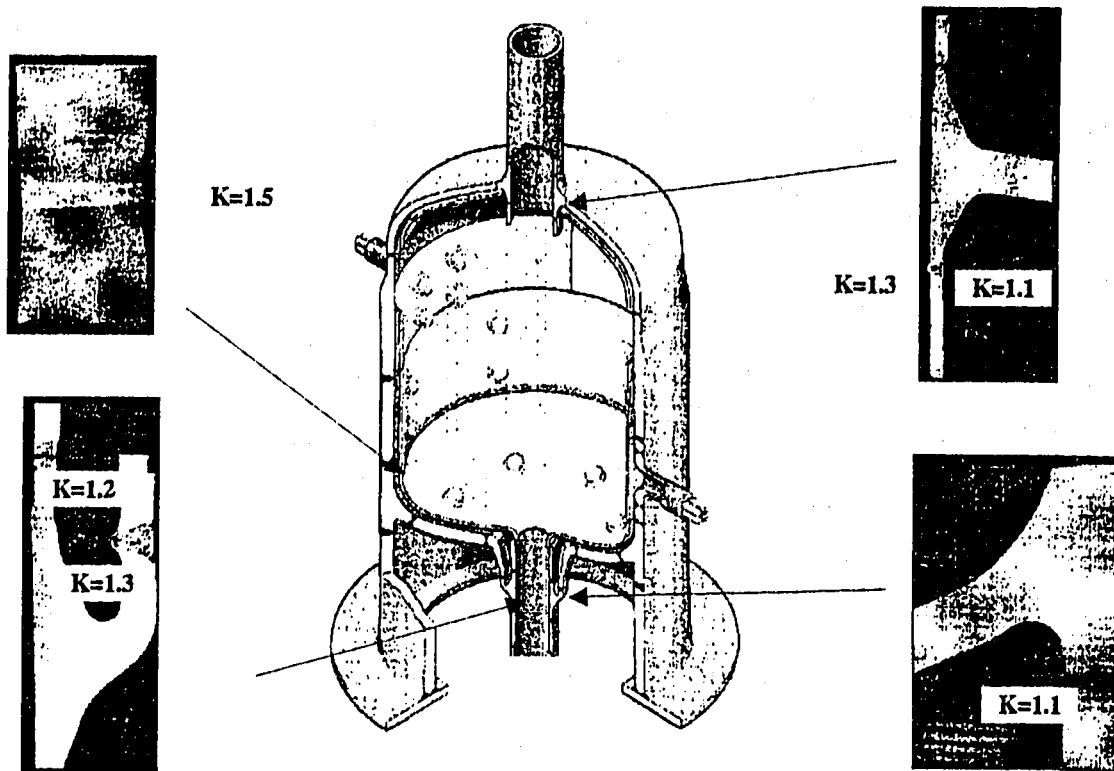
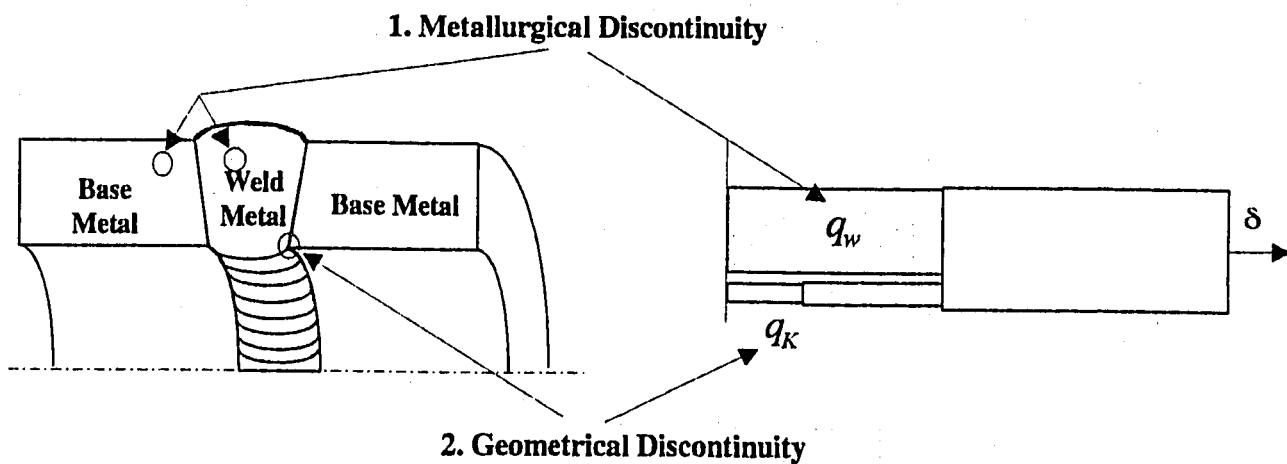


Fig.13 Stress Concentration Factors at Welded Joints in A Welded Vessel



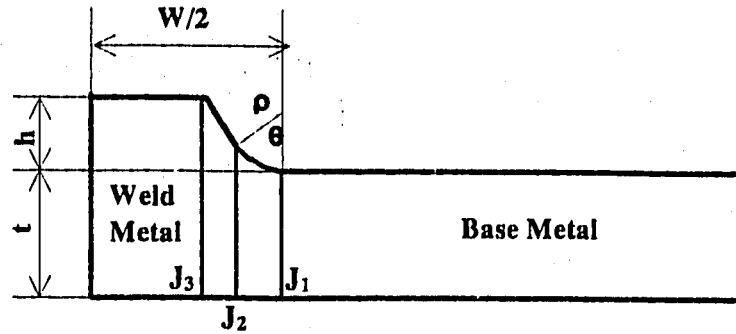
$$\epsilon_t = K \left\{ 1 + (q_w - 1) \left(1 - \gamma, \frac{2\sigma_y}{\Delta\sigma_e} \right) \right\} \left\{ 1 + (q_K - 1) \left(1 - \gamma, \frac{2\sigma_y}{\Delta K\sigma_e} \right) \right\} \epsilon_r$$

Fig.14 Elastic Follow-up Model for Welded Joints

Parameter

Metallurgical : Bond Location J_1, J_2, J_3

Geometrical : Stress Concentration Factor $K=1.0 -3.0$



K: Stress Concentration Factor

$$K = 1 + C \cdot F_1(h/t) \cdot F_2(w/t) \cdot F_3(\theta) \cdot \sqrt{t/\rho}$$

ρ : Radius of Notch

θ : Angle of Root

W: Width of Bead

h: Hight of Bead

t: Wall Thickness

* Shinosaki et al.

Fig.15 Welded Joints Model with Metallurgical and Geometrical Discontinuities

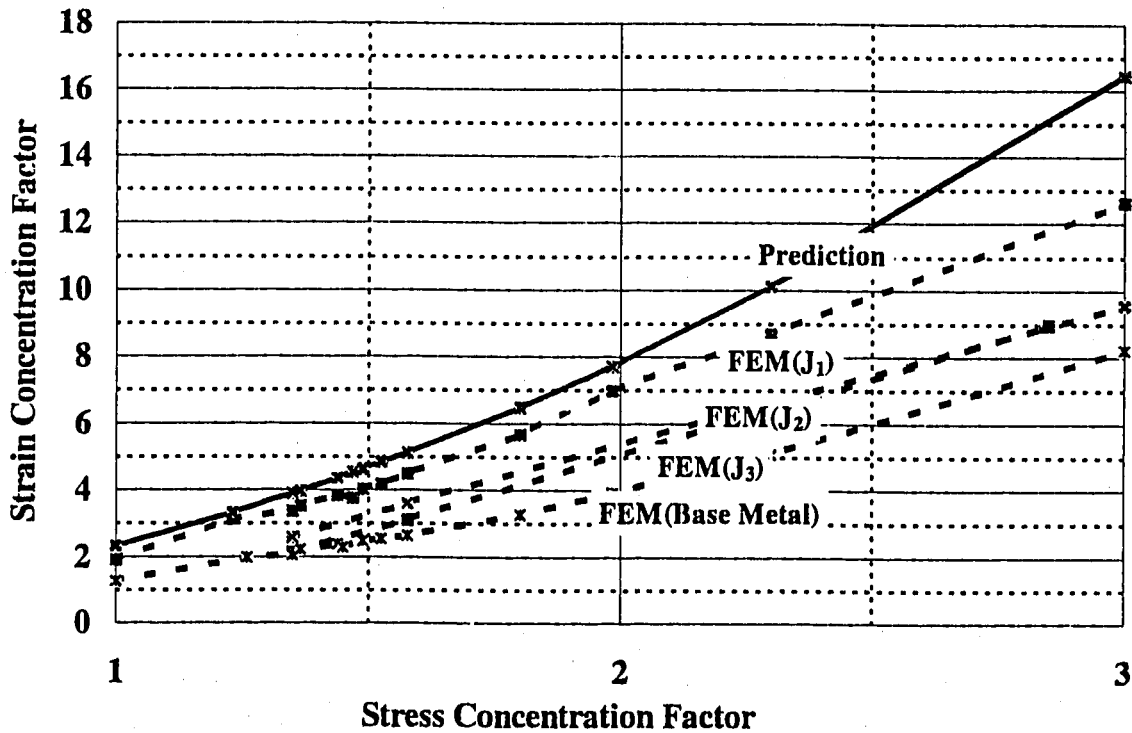


Fig.16 Comparison of Strain Concentration Factor between Elastic Follow-up Model and FEM

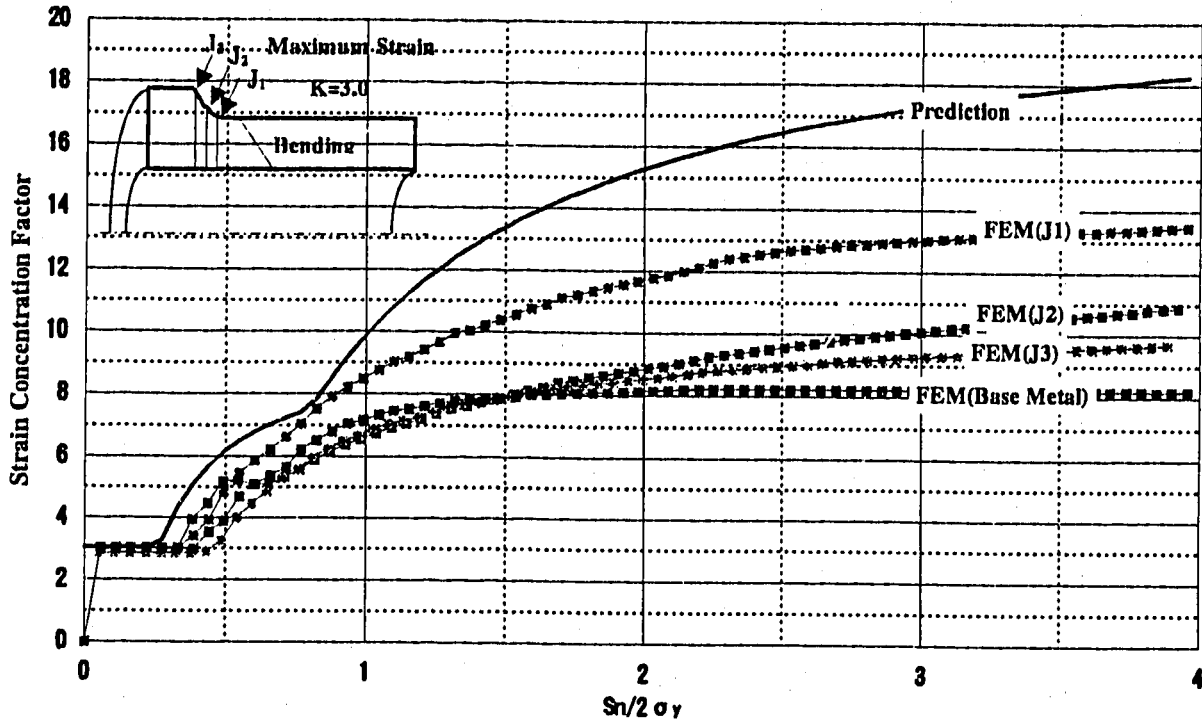


Fig.17 Strain Concentration Factors at Welded Joint with Various Bond Locations ($K=3.0$)

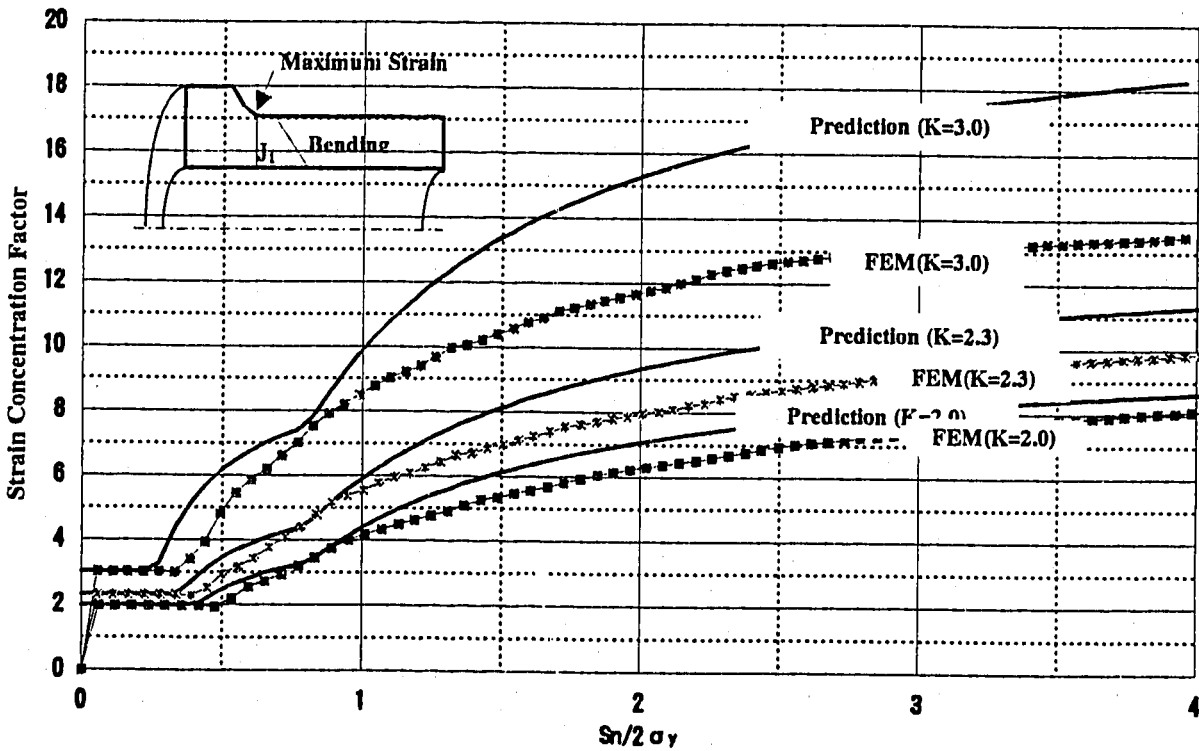


Fig.18 Strain Concentration Factors at Welded Joint with Various Stress Concentration Factor (J_1)

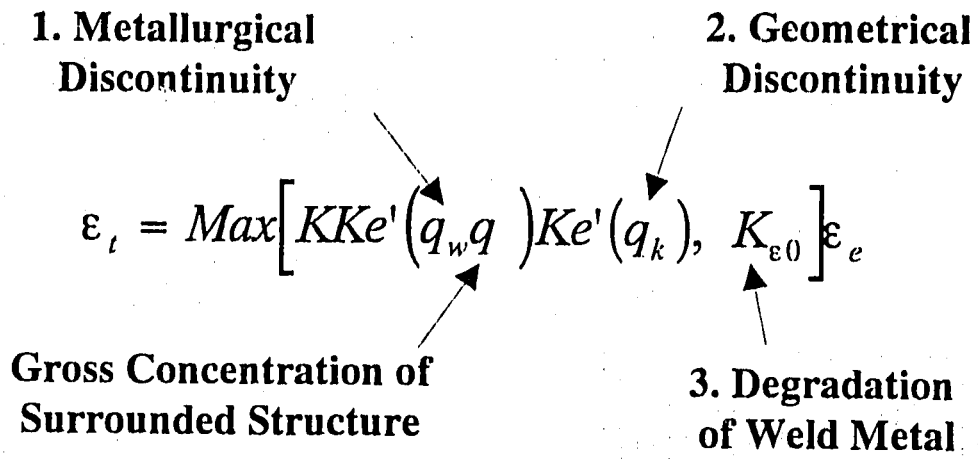


Fig.19 Elastic Follow-up Model for Welded Joints

5. 溶接継手強度評価法と熱過渡強度試験による検証

5.1 溶接構造物熱過渡強度試験

弾性追従モデルをベースとした溶接継手の強度低減評価法の、クリープ疲労強度評価への適用性を調べるため、動燃大洗工学センターにある構造物強度確性試験装置 T T S [11] を使用して、溶接容器モデルの繰り返し過渡熱応力によるクリープ疲労強度試験を行った [16]。試験体形状は Fig. 20, 21 に示すように溶接継手を随所に盛り込んだ容器型のものであり、内部に中子 (Inner Vessel) を有する。材料は外容器と中子の構造の半分が SUS304、中子の構造の残り半分が 316FR であり、SUS304 と 316FR の強度を直接比較出来るようにした。過渡熱応力は試験体の上部ノズルから外容器と中子の間のアニュラス空間に 600°C と 250°C のナトリウムを 1055 サイクル繰り返し流し込むことにより与えた。ここで Fig. 20 のように 600°C の状態で 2 時間の保持時間を入れることによりクリープ損傷が加わるようにした。

試験後に試験体を解体し液体探傷 (P T) 試験をした結果を、Fig. 22 に示す。中子の SUS304 部と 316FR 部を比較すると、前者が母材・溶接継手の両者に多くのき裂が観察されたのに対し、316FR 部では溶接継手の一部に微細き裂が見つかったのに留まった。また、同じ SUS304 中でも、溶接金属の中に周辺母材部より深いき裂が生じていた。

得られたき裂データを評価するため、FEM による非定常熱伝導解析および熱弾性解析を実施した。コールドショックにおける最大応力発生時点の温度分布を Fig. 23 に示す。中子に関しては外面から冷やされるため、板厚の外側が低温、内側が高温になる温度分布がついている。同じ時刻の Mises の相当応力の分布を Fig. 24 に示す。全体に板厚内に曲げ応力が生じており、強めリング周辺では拘束による軸方向曲げ応力がこれに重畳している。

5.2 溶接継手クリープ疲労強度評価法と試験データによる検証

弾性追従モデルをベースとした溶接継手の強度低減評価式 (26) と線形損傷則を用いた、構造物中の溶接継手のクリープ疲労強度評価フローを Fig. 25 のように提案する。

Fig. 25 において、母材と溶接金属のクリープ歪み式の差異による冶金的不連続は、弾塑性によるものに比べると小さい [5] が、ここでは安全側に弾塑性と同一と仮定し応力緩和挙動を予測した。また、過渡熱応力に特有の中間保持効果を考慮した緩和開始応力 [17] を評価できるようにした。

冶金的不連続を有する溶接構造物のクリープ疲労強度評価への Fig. 25 のフローの適用性を調べるために、溶接構造物熱過渡強度試験体の中子表面にそった表面応力範囲 ΔVMS の分布、および公称応力範囲 S_n の分布を Fig. 26 のように求めた。

Fig. 26 の応力分布と Fig. 25 の評価フローからクリープ疲労損傷値 ($D_r + D_c$) の分布を Fig. 27 のように予測した。ここで、支配荷重が板厚内温度分布であることから $q_n = 5/3$ を使用した [20]。また、316FR に関しては冶金的不連続を記述するパラメータで

ある γ 、および q が求められてないため、SUS304 と同一のものを使用した。

さらに、溶接継手との比較のために母材の損傷予測値[7]も同時に表示した。

次に、Fig. 25 の評価法によるクリープ疲労損傷予測値と、実験で得られた SUS304 部分のき裂データとの関係をプロットした結果を Fig. 28 に示す。また、同様に 316FR 部分の結果を Fig. 29 に示す。両図とも、実線の外側が、 K_{I7} から予測されるき裂発生領域を表わしている。

これらの結果から SUS304 ではき裂発生予測箇所と実際のき裂発生位置が一致しており、妥当な評価が行われていることが確認できた。

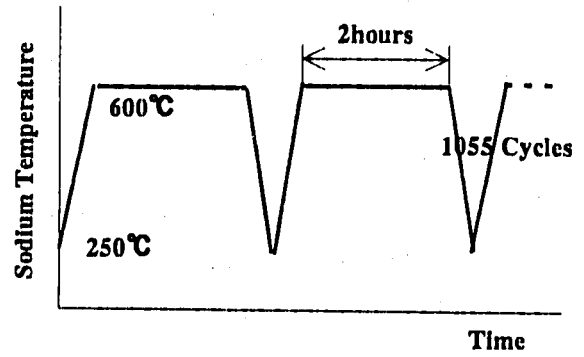
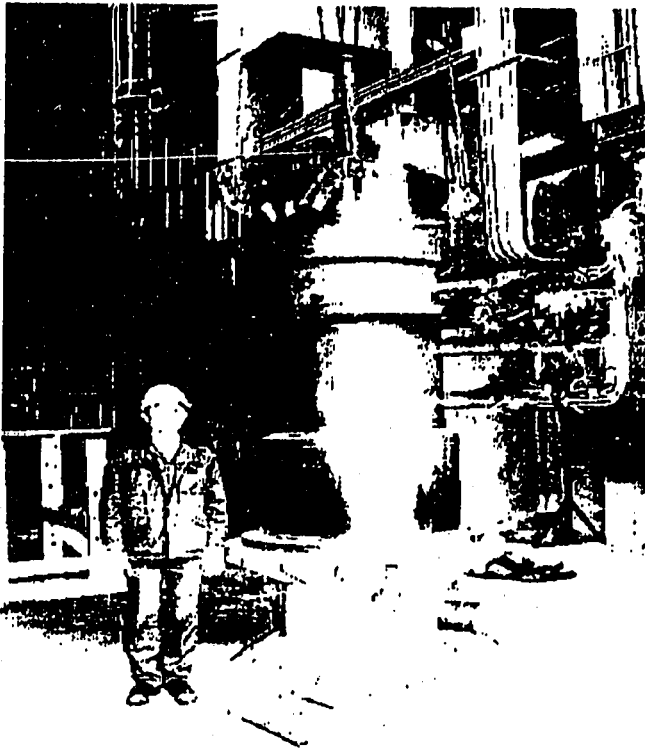
これに対し、316FR ではき裂の発見されなかった箇所に対しき裂発生予測をしている部位が母材と溶接継手の両者にあり、評価法に安全裕度が含まれていることが分かった。この理由として 316FR の溶接継手は母材と溶接金属の力学的特性差が小さくなるように設計されており、SUS304 に比べ冶金的不連続が小さいためと考えられる。

次に冶金的不連続に形状不連続が重畳する溶接構造物への Fig. 25 のフローの適用性を調べるために、Fig. 13 で示した未仕上げ溶接継手の評価を行った。Fig. 30 において、横軸は図中に示す未仕上げ溶接継手の拡大写真の表面に沿った距離である。縦軸は2つの意味を兼ねており、一つはき裂深さである。横軸において 67mm と 85mm の位置の形状不連続箇所にそれぞれ、27mm と 16mm の深さのき裂があり、その周辺部に 1mm 程度の微細き裂が分布している。

縦軸のもう一つの意味はクリープ疲労損傷値である。母材用の評価法で予測したクリープ疲労損傷値は 1.3 であり、過去の類似の熱過渡試験データ[16]からこれは 1mm 程度のき裂の発生に対応しており、溶接継手周辺部に観察された微細き裂の説明がつく。

次に冶金的不連続のみを考慮した溶接継手の評価を行うと損傷値は 2.8 となり、過去の経験から数 mm 程度のき裂発生に相当しており、2箇所を観察された 10mm 以上のき裂には対応しない。これに対し冶金的不連続に加え、形状不連続を考慮すると上記2箇所の損傷値が6を越え、深いき裂の説明がつく。

以上から、未仕上げ溶接継手では形状不連続が支配的要因となっており、Fig. 25 のフローにより本効果も含めて継手のクリープ疲労強度が予測可能であることが確かめられた。



Thermal Transient Condition

Fig.20 Welded Vessel Model

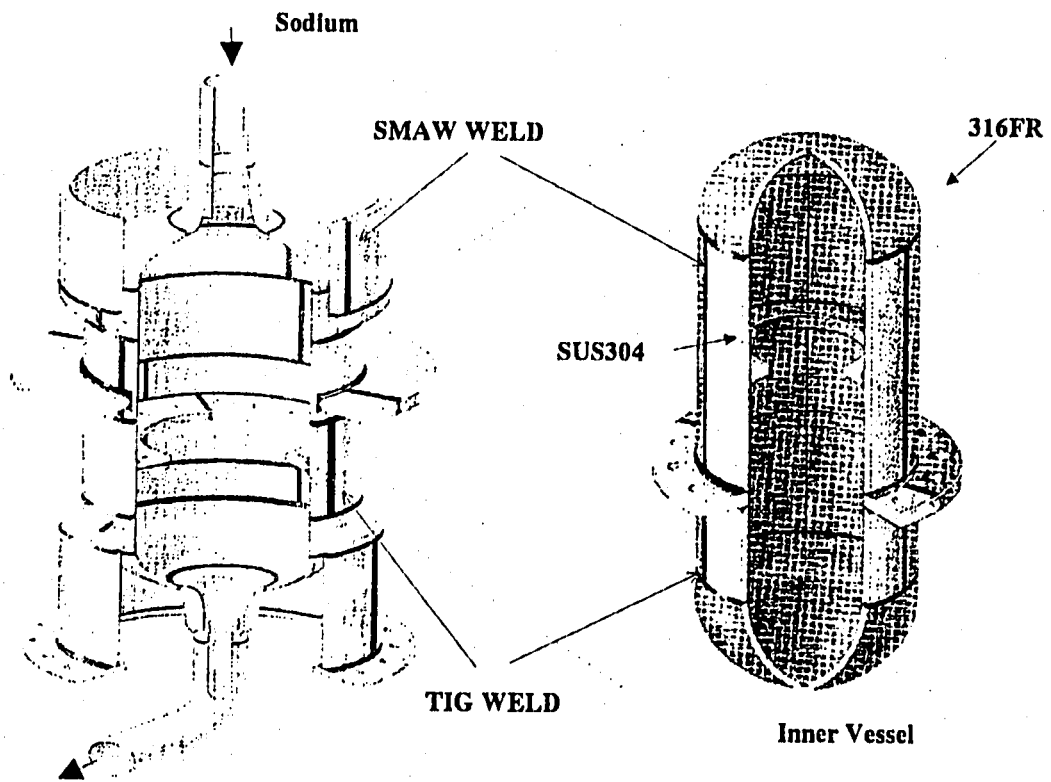


Fig.21 Welded Joints in the Welded Vessel Model

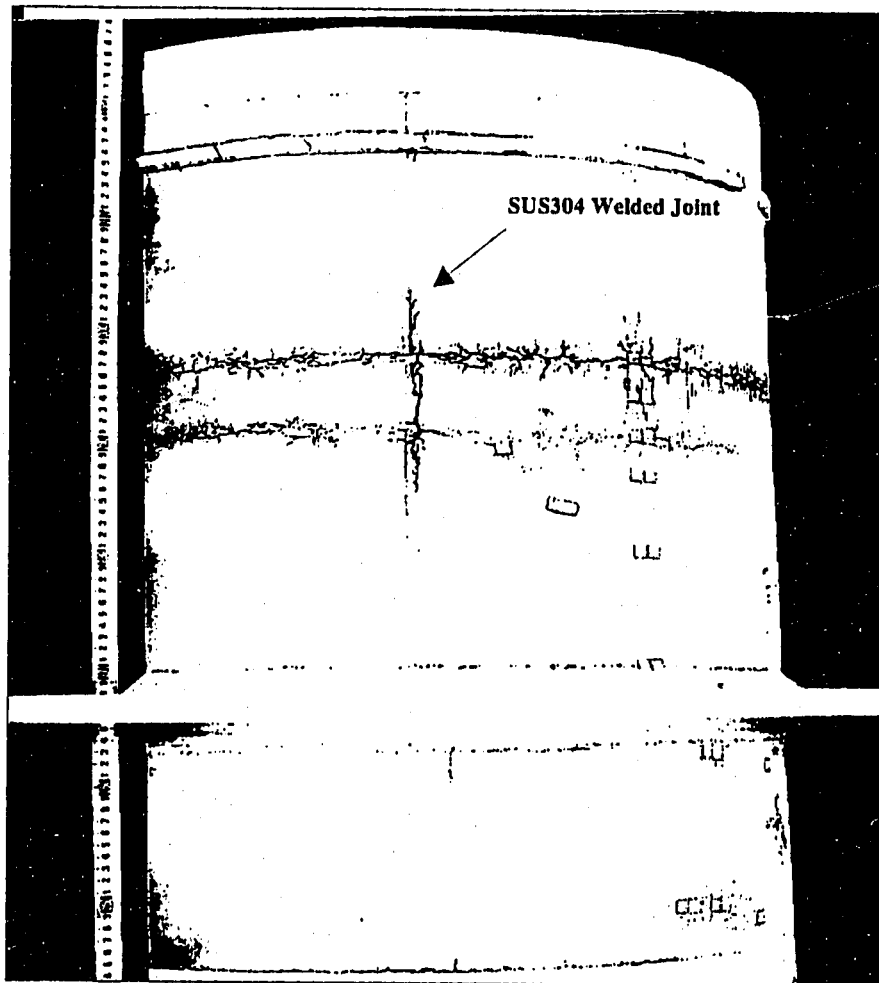
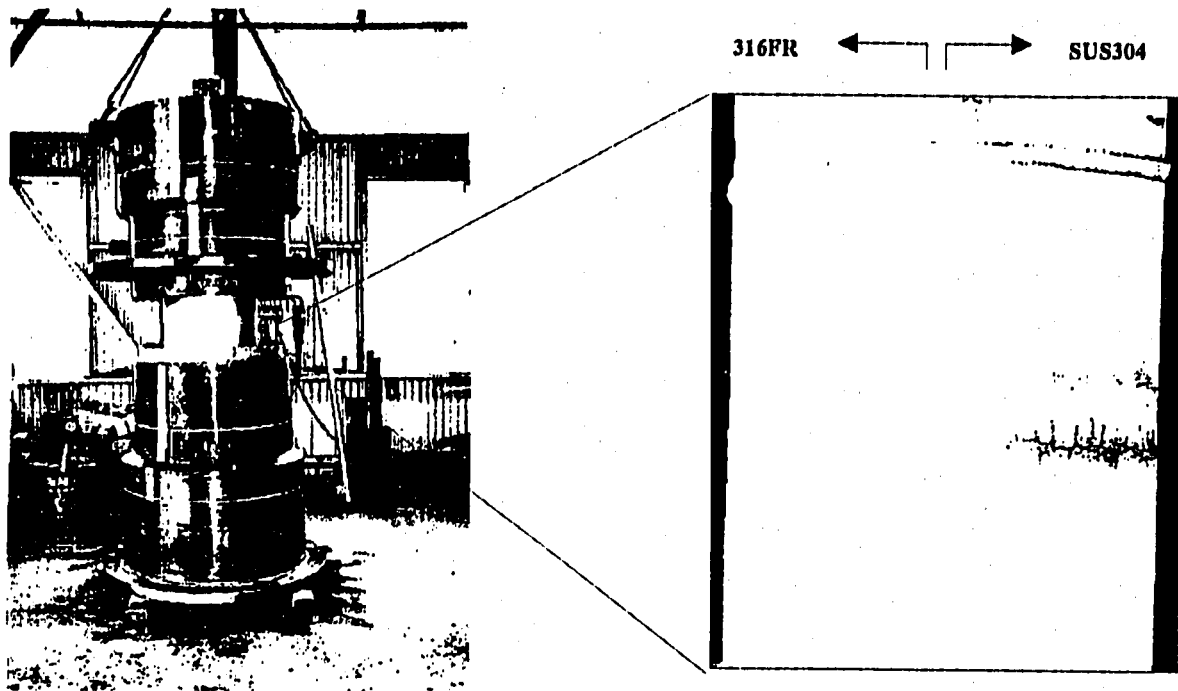


Fig.22 Thermal Transient Test Result of the Inner Vessel

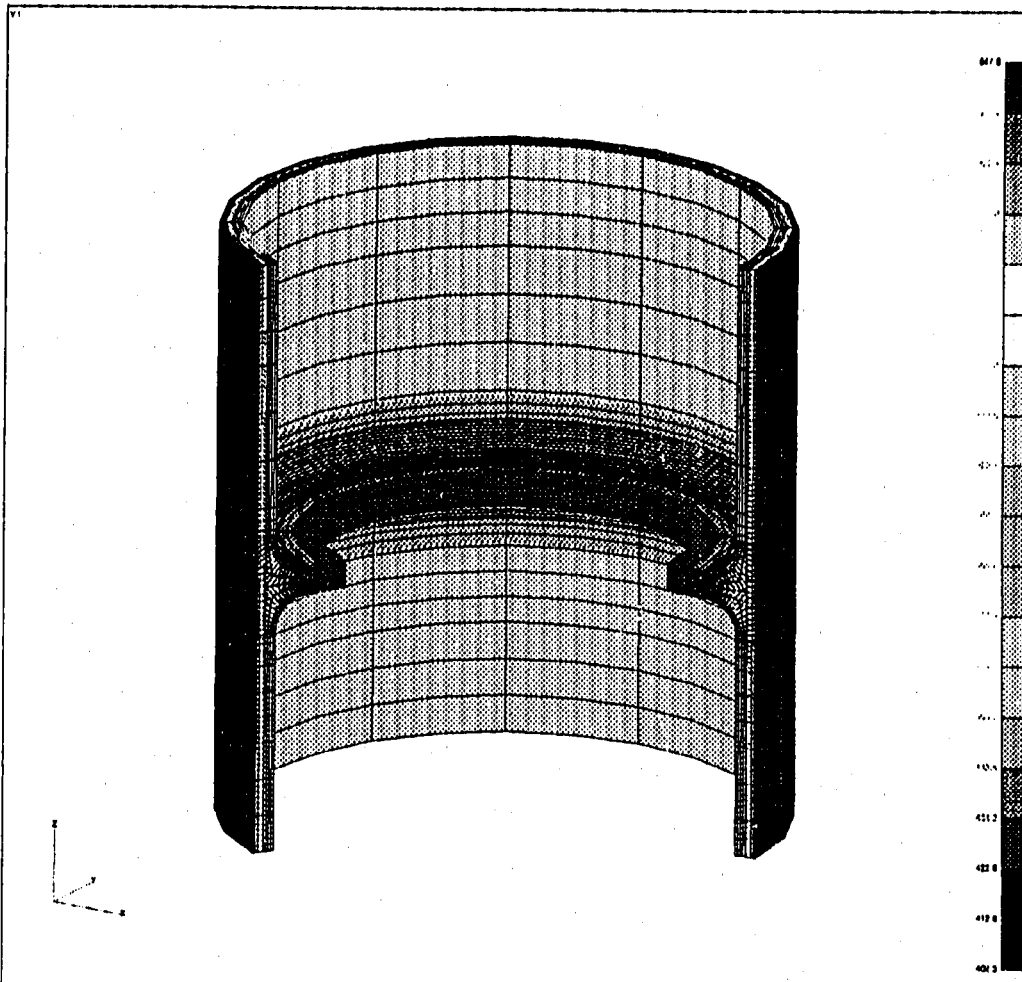


Fig.23 Calculated Temperature Contour at Cold Shock

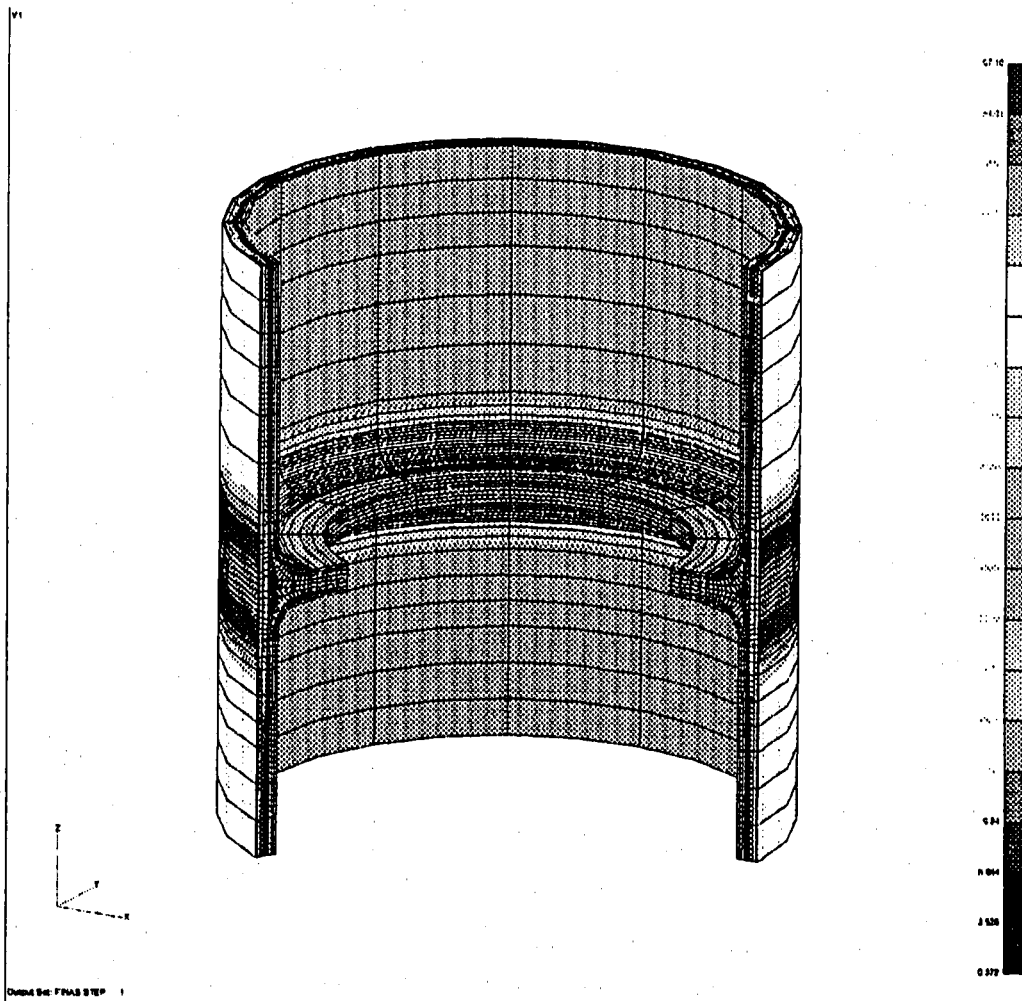


Fig.24 Calculated Equivalent Stress Contour at Cold Shock

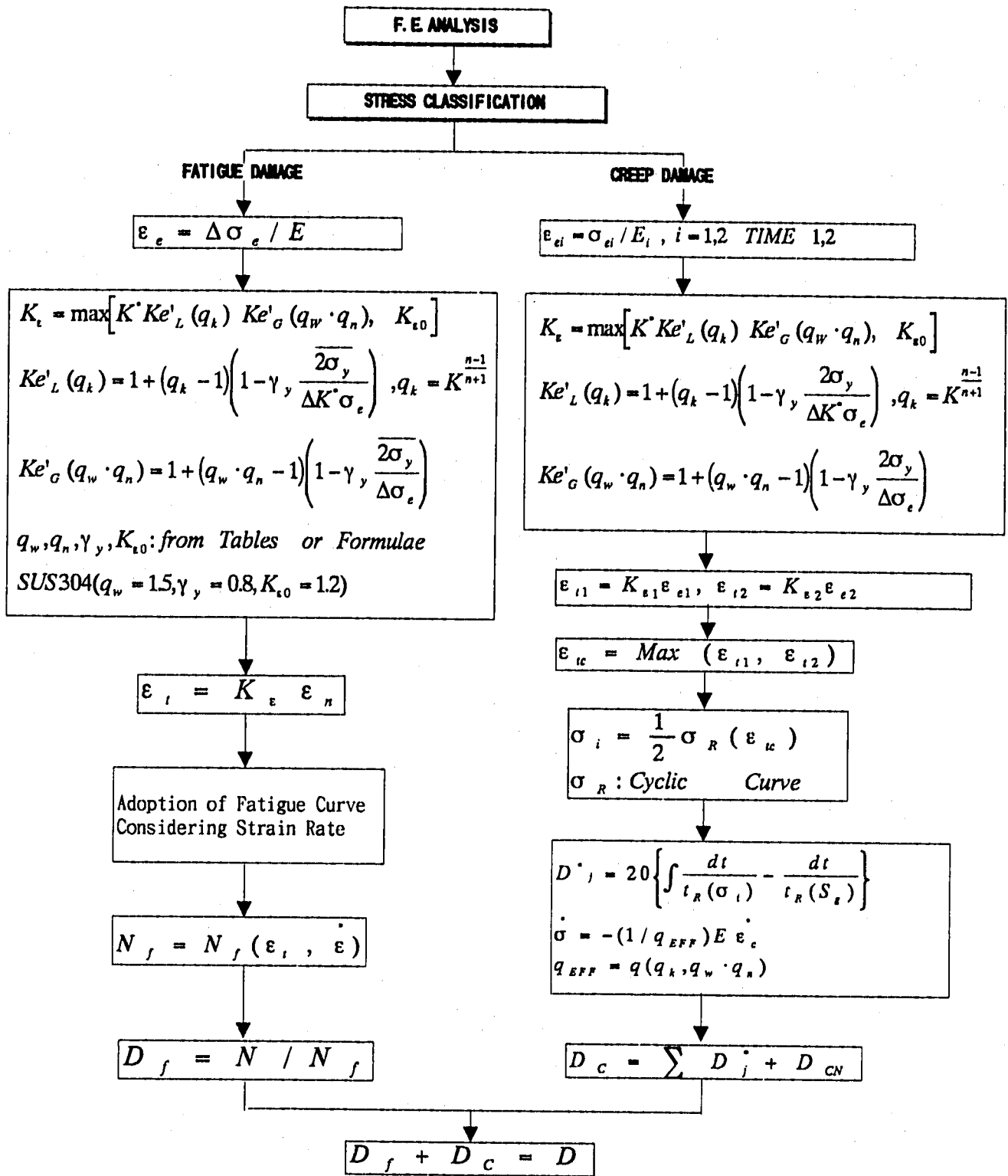


Fig.25 Flow of Creep-Fatigue Damage Evaluation Based on the Elastic Follow-up Model

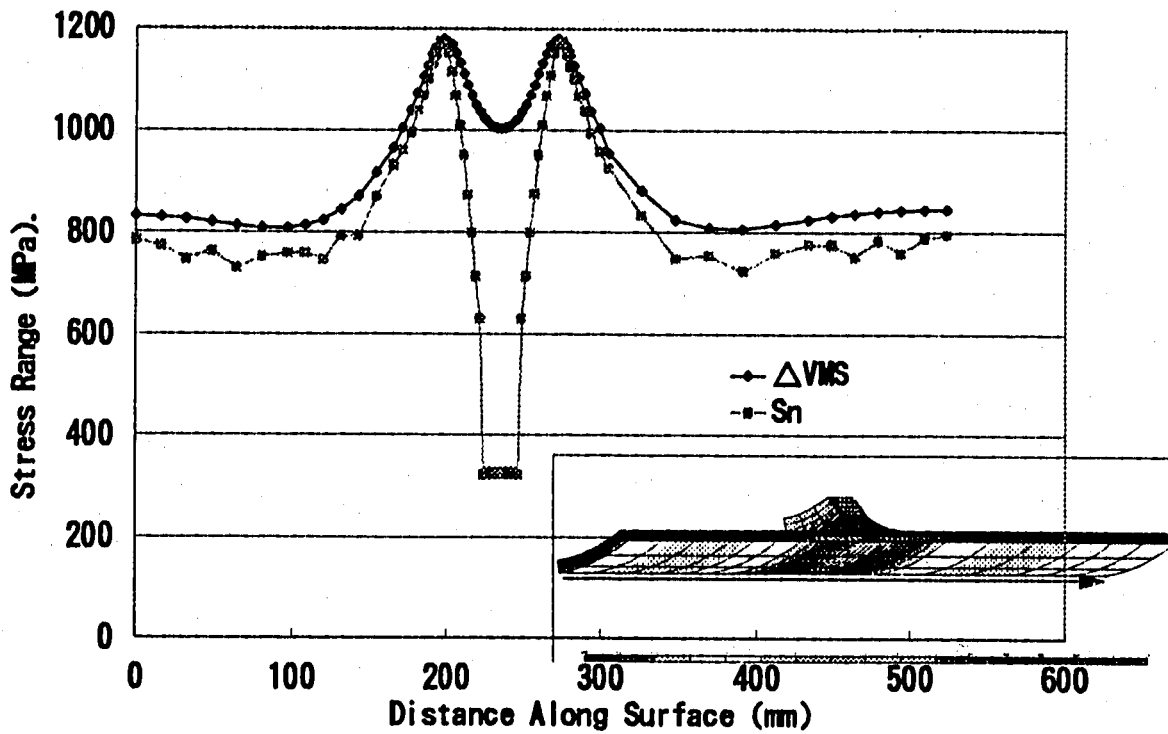


Fig.26 Stress Range Distribution on the Surface of the Inner Vessel

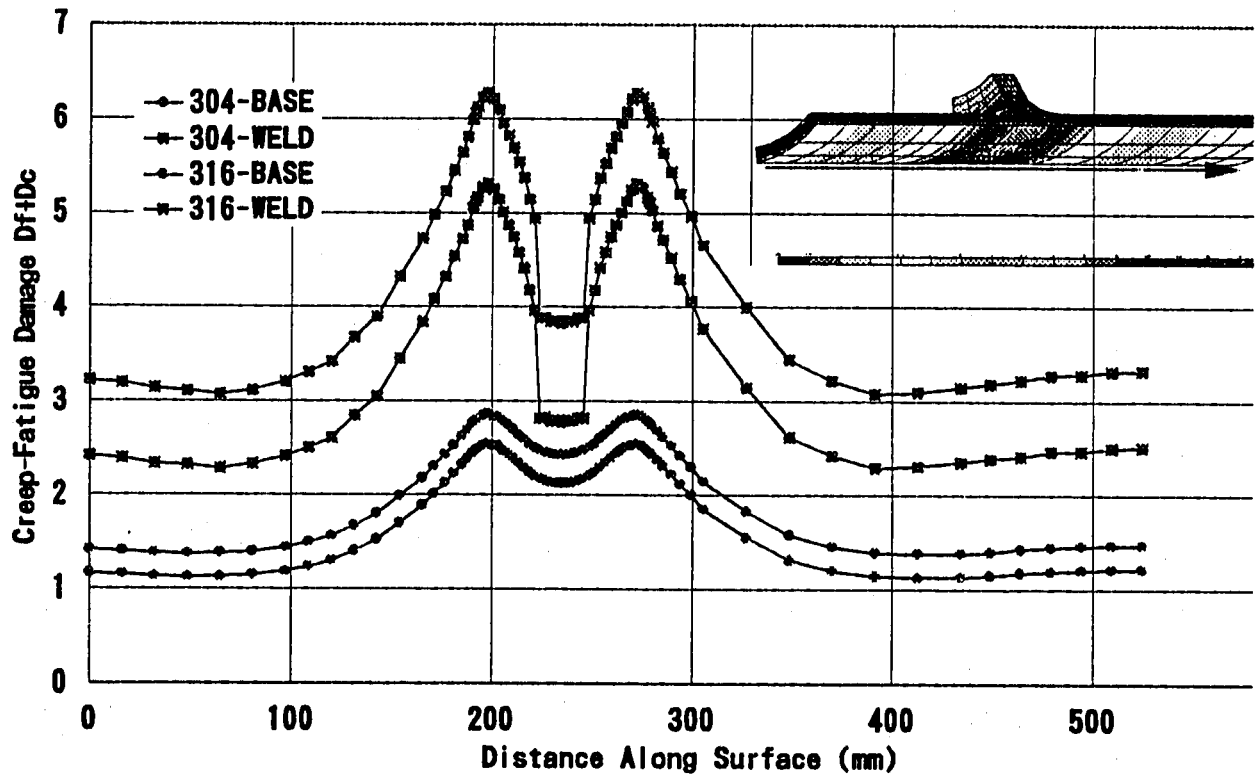


Fig.27 Creep-Fatigue Damage Distribution on the Surface of the Inner Vessel

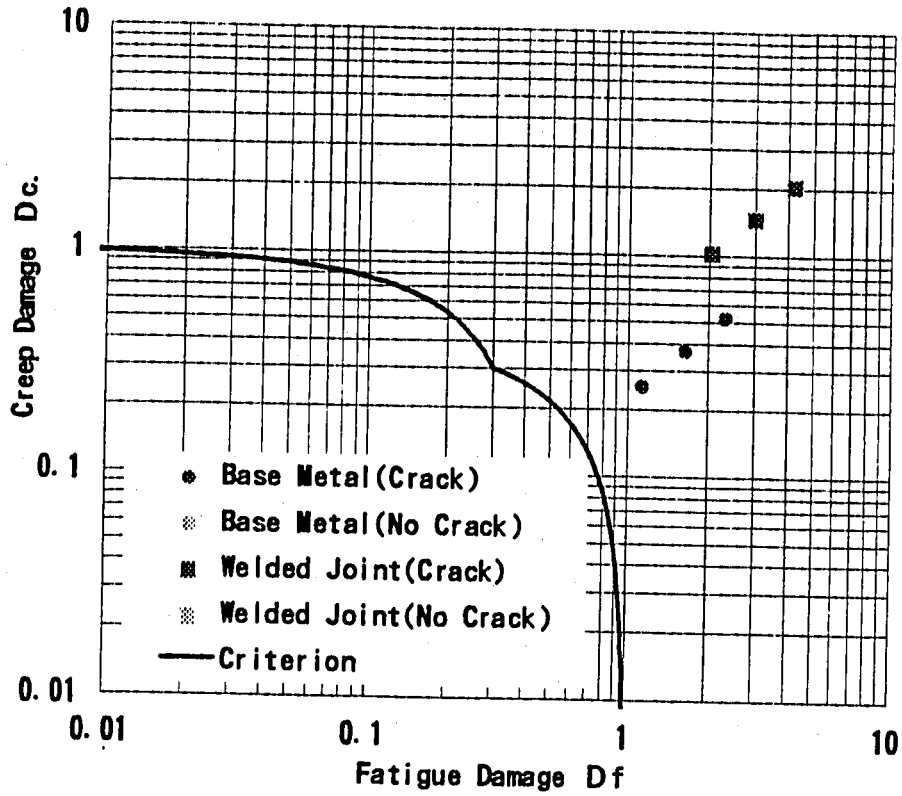


Fig.28 Creep-Fatigue Evaluation of Finished Welded Joints(SUS304)

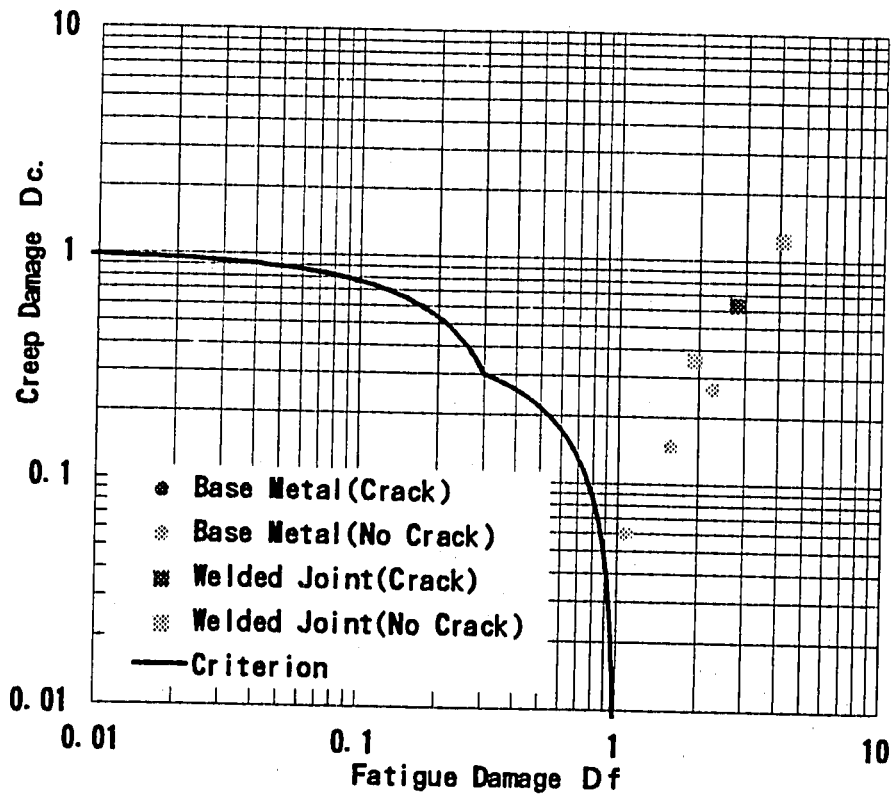


Fig.29 Creep-Fatigue Evaluation of Finished Welded Joints(316FR)

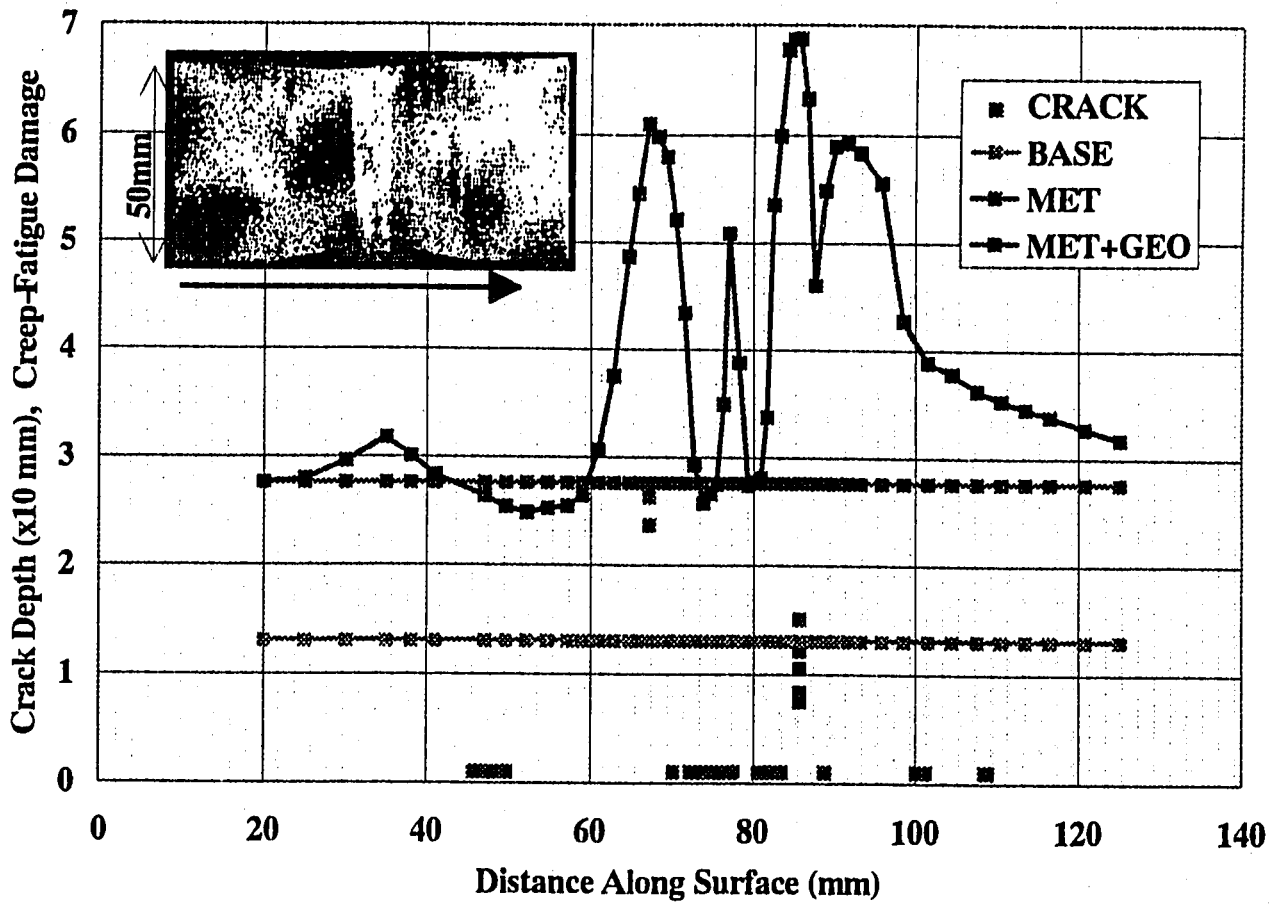


Fig.30 Creep-Fatigue Evaluation of Unfinished Welded Joints(SUS304)

6. 結 言

弾性追従モデルを冶金的不連続評価に適用するにあたり、本研究では主に弾塑性挙動を念頭に開発を進めており、設計係数として塑性用に求めた弾性追従係数をクリープ評価にも流用している。弾性追従モデル自身は塑性とクリープの両者を統一的に扱えるモデルであるため、クリープ挙動の記述に拡張可能であるが、使用する弾性追従係数については本来弾塑性とクリープのそれぞれについて定めるべきものである。

十分繰り返し荷重を加えた溶接金属のクリープひずみ式と、母材のクリープひずみ式を比較すれば、クリープ用の弾性追従係数を塑性と同様の考え方で算出することが可能であり、これにより、現在の塑性に対する弾性追従係数流用した方法に比べて評価精度が向上する。

また、316FR 鋼については SUS304 に比べ冶金的不連続の効果が小さく、継手巾が狭い場合には固い HAZ による溶接金属の塑性拘束により継手へのひずみ集中が生じない可能性がある。従って、構造物試験により破損箇所を見極め、破損メカニズムを理解した上で、316FR 用の設計係数を求めるべきである。

316FR 鋼は冶金的不連続の効果が小さくなるため、総体的に材質劣化の影響が大きくなる。材質劣化と、その他の力学的強度低減要因との重畳については課題を残しており、今後、316FR 溶接継手等の長時間・低ひずみ試験を行い、そのメカニズムを把握意することにより新たな重畳モデルを考案する必要性がでてくる。

謝 辞

計画の遂行にあたり、高い視点から御指導いただいた大洗工学センター基盤技術開発部 岩田部長代理、および本社 企画部 永田主任研究員に感謝の意を表します。強度評価への適用を図るにあたり材料強度の観点から多くの助言をいただいた大洗工学センター 構造・材料技術開発室 和田室長 と 機器構造安全工学室 青砥室長代理に御礼申し上げます。大洗工学センター構造・材料技術開発室の浅山副主研からは、徹視的挙動および強度について専門的アドバイスをいただきました。ここに謝意を表します。

参考文献

- [1] ASME (1992), 'ASME Code Case N-47-29, Class 1 Components at Elevated Temperature', New York
- [2] Afcen (1985), 'Design and Construction Rules for Mechanical Components of FBR Nuclear Island(RCC-MR)', Paris
- [3] 植田他 (1991), '高速炉高温構造設計評価法の高度化', 機械学会68期通常総会, No. 910-17
- [4] Tanigawa, M. et al. (1989), 'Fatigue Damage Evaluation of Welded Joints Under Thermal Stresses at Elevated Temperatures', 11th SMiRT, E
- [5] Asayama, T. et al. (1991), 'Creep-Fatigue Evaluation of SUS304 Welded Joint', Trans. of 11th SMiRT, Vol. E
- [6] Iida, K. et al. (1987), 'Simplified analysis and design for elevated temperature components of MONJU', NED 98, pp305/317.
- [7] Kasahara, N. et al. (1995), 'Advanced Creep-Fatigue Evaluation Rule for Fast Breeder Reactor Components : Generalization of Elastic Follow-up Model', NED 155, pp499/518
- [8] 笠原, 他, (1991), '冶金的特性不連続を考慮した溶接継手クリープ疲労評価法 - 弾性追従モデルによるひずみ集中評価-', 原子力学会, 秋の大会F4
- [9] Berton, M. N., et al. (1991), 'Allowance for Welds in Elastic Fatigue Analysis - Elastic Follow up in Welded Structures -', Trans. of 11th SMiRT. L07/4
- [10] Kasahara, N. et al. (1991), 'Database System of Structural Strength Tests to Validate Design Methods of FBR Components', Trans. of 11th SMiRT, Vol. SD1
- [11] Watashi, K. et al. (1989), 'Creep-Fatigue Tests of Thick-Walled Vessel under Thermal Transient Loadings', NED 116, pp423/441.

- [12] Shimokoshi, M. et al. (1991), 'Strain Concentration Factors for Creep-Fatigue Design Evaluation of Welded Joints Considering Metallurgical and Geometrical Discontinuities', Trans. of 11th SMiRT, Vol. E
- [13] 谷川他 (1991), '総合的構造不連続場における環状切欠き部の応力緩和評価法', 機論 A, 58-546
- [14] Shinokoshi, M. et al. (1991), 'Strain Concentration Factors for Creep-Fatigue Design Evaluation of Welded Joints Considering Metallurgical and Geometrical Discontinuities', Trans. of 11th SMiRT, Vol. E
- [15] Y. Wada et al. (1995), 'Study on Mechanical Behavior of Weldments of Type 304SS under Creep-Fatigue Loading', ASME PVP-Vol. 313-2, pp487/492
- [16] 菊池, 他, (1995), 'SUS304/316FR 構造物の熱過渡強度比較(その1)', 原子力学会, 春の年会
- [17] Nagata, T. et al. (1989), 'Advancement in Elevated Temperature Structural Design Code for FBR', Proc. of Post Conf. Seminar of 10th SMiRT, Construction Codes and Engineering Mechanics, 2A. pp1/35.
- [18] 笠原, (1995), 'SUS304/316FR 構造物の熱過渡強度比較(その2)', 原子力学会, 春の年会
- [19] Kasahara, N. et al. (1995), 'Application of Elastic Follow-up Model to Evaluate Cyclic Transient Strength of Welded Vessels', ASME PVP-Vol. 313-2, pp481/486
- [20] 笠原, 他, (1993) '過渡熱応力を受ける平滑部材の歪み集中評価法', 機械学会, 第71期 材料力学講演会