

JAERI - M
84-122

き裂伝播基準による疲労寿命簡易評価法の研究

1984年7月

柴田勝之

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

©Japan Atomic Energy Research Institute, 1984

編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 いばらき印刷株式会社

き裂伝播基準による疲労寿命簡易評価法の研究

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

柴田 勝之

(1984年6月6日受理)

構造機器の疲労寿命評価は、従来、材料の疲労限や低サイクル疲労強度に基づいて行われてきたが、一方、破壊力学の急速な進歩とともに、疲労き裂伝播基準に基づいた疲労寿命評価法が、より合理的で信頼性の高い評価法として種々の分野における大型構造機器の寿命評価基準に採用されつつある。

この方法は、想定初期欠陥や検査によって発見された欠陥からの疲労き裂伝播評価を基にして寿命評価を行うものであるが、残留応力の影響および過大荷重の影響の評価や表面き裂の伝播評価等において未だ問題点も多く残されている。

本論文では、試験データを基に、残留応力の影響の簡易評価法、および過大荷重の影響の簡易評価法を提案し、また、形状変化を考慮した表面き裂伝播評価法も提案するとともに、実験データとの比較も行った。

これらの評価法を実験データに適用した結果妥当な評価結果が得られた。また、配管試験体を用いた構造モデル試験を実施し、配管の寿命評価への適用性を検討した結果、従来より改善された寿命評価結果が得られることが分かった。

Study on Fatigue Life Evaluation of Structural
Component Based on Crack Growth Criterion

Katsuyuki SHIBATA

Department of Nuclear Safety Research,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received June 6, 1984)

As one of the practical application of fracture mechanics, fatigue life evaluation method based on crack growth criterion has been diffusing in various field of technology in order to determine the rational and reliable life of structural components. The fatigue life by this method is evaluated based on the fatigue crack growth analysis from defects, while many problems, such as the influence of residual stress on the crack growth behavior, the effect of overloading, and evaluation method for multiple surface cracks, are not sufficiently solved yet.

In this paper, the above problems are treated, and based on some experimental data some simple methods for fatigue life evaluation are proposed regarding the above problems.

Verification of the proposed methods are shown in the paper by comparing with some experimental results, and the applicability of the proposed method is also examined by the fatigue test of pipes with cracks in the inner surface.

Keywords; Fatigue Crack, Residual Stress, Overload, Surface Crack,
Multiple Crack, Piping, Fatigue Life Evaluation

目 次

記号表	
1. 序 論	1
1.1 本研究の背景	1
1.2 疲労き裂伝播寿命評価法に関する従来の研究および問題点	2
1.3 本研究の目的および内容	9
2. 疲労き裂伝播における溶接残留応力の影響およびその評価法	12
2.1 まえがき	12
2.2 溶接残留応力場における疲労き裂伝播試験	12
2.2.1 試験用溶接板およびき裂伝播試験片の製作	12
2.2.2 引張試験結果	13
2.2.3 溶接試験片の残留応力分布測定	17
2.2.4 き裂伝播試験方法	18
2.2.5 き裂伝播試験結果	19
2.3 残留応力場における疲労き裂伝播挙動の予測	22
2.3.1 き裂伝播予測方法	22
2.3.2 繰返し荷重およびき裂伝播による残留応力の緩和・再分布挙動の検討	26
2.4 き裂伝播挙動の予測結果と試験結果の比較	30
2.5 残留応力場における表面き裂の伝播評価について	35
2.6 結 言	37
3. 疲労き裂伝播における過大荷重の影響およびその評価法	39
3.1 まえがき	39
3.2 単一過大荷重によるき裂伝播遅延試験	39
3.2.1 供試管材の化学成分および機械的性質	39
3.2.2 試験体の形状, 寸法	40
3.2.3 き裂伝播試験方法	40
3.2.4 き裂伝播試験結果	41
3.3 き裂伝播遅延の予測方法	41
3.4 予測結果と試験結果の比較	46
3.5 遅延モデルの比較検討	50
3.6 き裂伝播遅延データへの予測法の適用	53
3.7 疲労き裂伝播寿命改善法の検討	53
3.8 結 言	56
4. 複数表面欠陥付平板試験片のき裂伝播挙動および表面き裂の伝播評価法	57
4.1 まえがき	57
4.2 平板試験片のき裂伝播試験	58

4.3	試験結果	61
4.3.1	自由表面の影響の検討	61
4.3.2	隣接き裂の干渉効果の検討	62
4.4	複数表面き裂の伝播予測法の提案	65
4.5	伝播予測結果と試験結果の比較	68
4.6	き裂形状変化および非合体き裂判定法の検討	82
4.7	結 言	87
5.	複数内面欠陥付直管試験体のき裂伝播挙動	88
5.1	まえがき	88
5.2	試験方法	88
5.2.1	直管試験体	88
5.2.2	疲労試験	90
5.3	試験結果	92
5.4	試験体材料のき裂伝播特性	93
5.5	試験結果と予測結果の比較	93
5.6	結 言	98
6.	複数内面欠陥付曲管試験体のき裂伝播挙動	100
6.1	まえがき	100
6.2	試験方法	100
6.2.1	曲管試験体	100
6.2.2	疲労試験	102
6.3	試験結果	104
6.3.1	応力分布測定結果	104
6.3.2	き裂伝播試験結果	105
6.4	試験結果と予測結果の比較	110
6.5	結 言	112
7.	結 論	115
	謝 辞	118
	参考文献	119

Contents

Nomenclature	
1. Foreword	1
1.1 Background of the study	1
1.2 History of the research on fatigue crack growth	2
1.3 Objectives of the study	9
2. Influence of welding residual stress on fatigue crack growth and its evaluation	12
2.1 Introduction	12
2.2 Fatigue test on crack growth behavior in welding residual stress field	12
2.2.1 Fabrication of welded plate and fatigue specimen	12
2.2.2 Tensile test results	13
2.2.3 Measurement of residual stress in welded specimen	17
2.2.4 Fatigue test procedure	18
2.2.5 Fatigue test results	19
2.3 Prediction of fatigue crack growth in residual stress field	22
2.3.1 Prediction method	22
2.3.2 Examination of redistribution of residual stress caused by cyclic load and crack growth	26
2.4 Comparison between predicted crack growth behavior and test results	30
2.5 Evaluation of surface crack growth in the residual stress field	35
2.6 conclusions	37
3. Influence of overloading on fatigue crack growth and its evaluation	39

3.1	Introduction	39
3.2	Retardation test on fatigue crack growth by single overloading	39
3.2.1	Chemical compositions and mechanical properties of test pipe material	39
3.2.2	Geometry of test pipe	40
3.2.3	Fatigue test procedure	40
3.2.4	Fatigue test results	41
3.3	Prediction of crack growth retardation	41
3.4	Comparison between predicted crack growth behavior and test results	46
3.5	Comparison of various retardation models	50
3.6	Application of the prediction method on some experimental data	53
3.7	Examination of fatigue life improvement by overloading	53
3.8	Conclusions	56
4.	Behavior of multiple surface crack growth in plate and growth evaluation of multiple surface cracks	57
4.1	Introduction	57
4.2	Fatigue test of flat plate specimen with surface defects	58
4.3	Test results	61
4.3.1	Influence of front free surface	61
4.3.2	Interaction effect of multiple cracks	62
4.4	Prediction of multiple surface crack growth	65
4.5	Comparison between predicted crack growth behavior and test results	68
4.6	Change of crack geometry and non-coalescence surface cracks	82
4.7	Conclusions	87

5. Fatigue behavior of straight pipe with multiple flaws	
in inner surface	88
5.1 Introduction	88
5.2 Test procedure	88
5.2.1 Test pipe	88
5.2.2 Fatigue test	90
5.3 Test results	92
5.4 Material crack growth characteristics	93
5.5 Comparison between predicted crack growth behavior and test results	93
5.6 Conclusions	98
6. Fatigue behavior of bend pipe with multiple flaws	
in inner surface	100
6.1 Introduction	100
6.2 Test procedure	100
6.2.1 Test pipe	100
6.2.2 Fatigue test	102
6.3 Test results	104
6.3.1 Results of stress distribution measurement	104
6.3.2 Results of fatigue test	105
6.4 Comparison between predicted crack growth behavior and test results	110
6.5 Conclusions	112
7. Postword	115
Acknowledgement	118
References	119

記 号 表

- a : (1) 貫通き裂の $\frac{1}{2}$ 長さ (mm)
 (2) 表面き裂または半楕円き裂深さ, および楕円き裂の短軸半径 (mm)
- a_I : 遅延開始点における $\frac{1}{2}$ き裂長さ (mm)
- a_M : 最大遅延点における $\frac{1}{2}$ き裂長さ (mm)
- a_E : 遅延終了点における $\frac{1}{2}$ き裂長さ (mm)
- a_{OL} : 過大荷重時の $\frac{1}{2}$ き裂長さ (mm)
- a_{coal} : 表面き裂の合体時き裂深さ (mm)
- b : (1) 表面き裂または半楕円き裂の $\frac{1}{2}$ 表面
 長さおよび楕円き裂の長軸半径 (mm)
 (2) $\frac{1}{2}$ 板幅; $\frac{1}{2}W$ (mm)
- b_1 : 左側のき裂の $\frac{1}{2}$ 表面長さ (mm)
- b_2 : 右側のき裂の $\frac{1}{2}$ 表面長さ (mm)
- b_{11} : 左側のき裂の初期のき裂中心から左側の表面長さ (mm)
- b_{12} : 左側のき裂の初期のき裂中心から右側の表面長さ (mm)
- b_{21} : 右側のき裂の初期のき裂中心から左側の表面長さ (mm)
- b_{22} : 右側のき裂の初期のき裂中心から右側の表面長さ (mm)
- C : Paris 則における伝播速度比例定数
- C_{fs} : 自由表面効果係数
- C_{si} : 複数表面き裂の内側表面点の干渉効果係数;
 $(K_{B, inside})_{two-crack} / (K_B)_{single-crack}$
- C_{so} : 複数表面き裂の外側表面点の干渉効果係数;
 $(K_{B, outside})_{two-crack} / (K_B)_{single-crack}$
- C_{ti} : 複数貫通き裂の内側の干渉効果係数;
 $(K_{inside})_{two-crack} / (K)_{single-crack}$
- d : 複数き裂の中心間隔 (mm)
- d_{crit} : 表面き裂の貫通前合体条件を満たす臨界き裂間隔 (mm)
- $d_{non-coal}$: $d \geq d_{crit}$ の条件を満たす貫通前非合体き裂間隔 (mm)
- f : 繰返し速度 (cycle/sec)
- E : 弾性係数 (kg/mm^2)
- E' : 材料の応力-歪線図における接線係数 (kg/mm^2)
- $E(k)$: 第 2 種完全楕円積分; $\int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1-k^2 \sin^2 \theta} d\theta$
- $K(k)$: 第 1 種完全楕円積分; $\int_0^{\frac{\pi}{2}} d\theta / \sqrt{1-k^2 \sin^2 \theta}$

- K : 応力拡大係数 (応力拡大係数はすべてモード I 型とする) ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 ΔK : 応力拡大係数範囲 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{\max} : 最大応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{\min} : 最小応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{eff} : 有効応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 ΔK_{eff} : 有効応力拡大係数範囲 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 ΔK_{th} : き裂伝播下限界応力拡大係数範囲 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{op} : き裂開口応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{cl} : き裂閉口応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{res} : 残留応力による応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{m} : 膜応力による応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{b} : 曲げ応力による応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{OL} : 過大荷重による応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 $(K_{\text{res}})_{\text{eff}}$: 有効残留応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 $(K_{\text{res}})_{\text{OL}}$: 過大荷重による残留応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 $(K_{\text{res}})_{\text{CL}}$: 繰返し荷重による残留応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{I}}$: 遅延開始点における有効応力拡大係数範囲 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{M}}$: 最大遅延点における有効応力拡大係数範囲 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 $(\Delta K_{\text{eff}})_{\text{E}}$: 遅延終了点における有効応力拡大係数範囲 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{A} : 半楕円き裂最深点の応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 K_{B} : 半楕円き裂表面点の応力拡大係数 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 (応力拡大係数の添字 A, B は半楕円き裂の最深点および表面点を表わすものとする)
 K_{C} : 破壊靱性値 ($\text{kg} \cdot \text{mm}^{-\frac{3}{2}}$)
 m : Paris 則における ΔK のべき乗指数
 M : 単位厚さ当りの曲げモーメント ($\text{kg} \cdot \text{mm} / \text{mm}$)
 M_{m} : 半楕円き裂の膜応力に対する応力拡大係数補正係数
 M_{b} : 半楕円き裂の曲げ応力に対する応力拡大係数補正係数
 N : 繰返し数 (cycle)
 P : 単位厚さ当りの荷重 (kg / mm)
 Q : 欠陥形状パラメータ; $E(k)^2 - 0.212 \{ (\sigma_{\text{m}} + \sigma_{\text{b}}) / \sigma_{\text{YS}} \}^2$
 R : 応力比
 R_{LOC} : 局所的に定義される応力比; K_{\min} / K_{\max}
 R_{res} : 残留応力の効果を含めた応力比
 R_{m} : 膜応力成分比; $\Delta \sigma_{\text{m}} / (\Delta \sigma_{\text{m}} + \Delta \sigma_{\text{b}})$
 R_{b} : 曲げ応力成分比; $\Delta \sigma_{\text{b}} / (\Delta \sigma_{\text{m}} + \Delta \sigma_{\text{b}})$
 s : き裂間の表面におけるリガメント (mm)
 S_{m} : ASME Code Sec. III における設計応力強さ (kg / mm^2)
 t : 板厚 (mm)

- U : き裂開口比; $(K_{\max} - K_{\min}) / \Delta K = \Delta K_{\text{eff}} / \Delta K$
 W : 板幅 (mm)
 x : 座標 (mm)
 y : 座標 (mm)
 z : 座標 (mm)
 Z : 断面係数 (mm^3)
 $(da/dN)_B$: 母材試験片のき裂伝播速度 (mm/cycle)
 $(da/dN)_W$: 溶接試験片のき裂伝播速度 (mm/cycle)
 $(da/dN)_{OL}$: 過大荷重負荷の場合におけるき裂伝播速度 (mm/cycle)
 $(da/dN)_{\text{non-OL}}$: 過大荷重なしの場合におけるき裂伝播速度 (mm/cycle)
 α : き裂伝播速度比; $(da/dN)_W / (da/dN)_B$; a/b
 $(da/dN)_{OL} / (da/dN)_{\text{non-OL}}$,
 $(db/dN)_{\text{two-crack}} / (db/dN)_{\text{single-crack}}$
 α_t : 貫通き裂における複数き裂内側と単一き裂の伝播速度比
 β : 表面き裂または半楕円き裂のアスペクト比; a/b
 Δ : 増分または範囲を表わす。
 λ : き裂間のリガメント係数; $(b_1 + b_2)/d$
 $= 1 - s/d$
 ϕ : $2\sqrt{\lambda} / (1 + \lambda)$
 ε : 歪
 θ : 角度
 σ : 負荷応力 (kg/mm^2)
 σ_{YS} : 降伏強さ (kg/mm^2)
 σ_m : 膜応力 (kg/mm^2)
 σ_D : 曲げ応力 (kg/mm^2)
 $\Delta\sigma$: 応力範囲 (kg/mm^2)
 σ_{res} : 残留応力 (kg/mm^2)
 σ_{res}^0 : 初期残留応力 (kg/mm^2)
 $\sigma_{\text{res,eff}}^0$: 推定初期有効残留応力 (kg/mm^2)
 σ_{OL} : 過大荷重応力 (kg/mm^2)
 $\sigma_{y,\text{loading}}$: Dugdale モデルにおける x 軸上の y 方向応力 (kg/mm^2)
 $\sigma_{y,\text{unloading}}$: 除荷過程における Dugdale モデルによる応力変化量 (kg/mm^2)
 $(\sigma_{\text{res}})_{\text{eff}}$: 有効残留応力 (kg/mm^2)
 $(\sigma_{\text{res}})_{OL}$: 繰返し荷重による残留応力 (kg/mm^2)
 $(\sigma_{\text{res}})_{OL}$: 過大荷重による残留応力 (kg/mm^2)
 ω : Dugdale モデルにおけるき裂先端の塑性域寸法 (mm)
 ω_R : Dugdale モデルにおけるき裂先端の繰返し塑性域寸法 (mm)
 ω_{OL} : 過大荷重による塑性域寸法 (mm)

- ω_{OL} : 繰返し荷重による塑性域寸法 (mm)
- $\omega_{R,OL}$: 過大荷重による繰返し塑性域寸法 (mm)
- $\omega_{R,CL}$: 繰返し荷重による繰返し塑性域寸法 (mm)

1. 序 論

1.1 本研究の背景

従来、構造機器の設計時における疲労寿命評価は、材料の疲労強度に基づいて行われており、現在も広くこの方法が採用されていることは周知の通りである。

一方、破壊力学を基にした疲労き裂伝播評価に基づく構造機器の疲労寿命評価法が、より信頼性の高い寿命評価法として、今日各種の大型構造機器の評価において徐々に広まりつつある。

今日、各種プラントの大型化が進むに従って、事故発生時に想定される被害の大きさも飛躍的に増大しており、それにつれて大型構造機器における安全確保に対して、厳しい要求が課されるようになってきた。

とりわけ、発電用原子力プラントにおいては、内部に多量の核分裂生成物が蓄積されることから、事故防止対策は、厳しくなっている¹⁾。

疲労限や低サイクル疲労強度に基づく疲労寿命評価では、製作および供用前検査が完了した構造機器には、有害欠陥や検査時の見逃し欠陥が存在しないことが前提になっている。しかし、實際上、供用前検査においてすべての非許容欠陥を検出することは不可能と思われる。また許容基準以下の欠陥であっても、それからき裂が伝播しないという保証はない。これまで多数報告されている配管き裂の事例^{2) 3) 4)}は、上記の事実を示すものである。また、構造機器溶接部には、基準値以上の欠陥の存在を確率的には否定できず、さらに、欠陥検出能は検査技術者の技能に著しく依存し、実際に、長さ1～2 mm以下のき裂の検出確率は極めて小さいことが、佐藤⁵⁾によって指摘されている。

以上のことから安全確保が重要な大型プラント構造機器の疲労寿命評価に当っては、合理的でしかも信頼性が高い評価を行うため、想定される初期欠陥や供用期間中検査によって検出された欠陥からの疲労き裂伝播評価を基にした疲労寿命評価が必要となってくる。

このようなき裂伝播評価に基づく疲労寿命評価手法は、1974年版ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI⁶⁾において初めて採用された。同Codeでは、供用期間中検査において発見された許容基準以上の欠陥に対し、プラント使用期間末期までのき裂伝播量を破壊力学の手法に基づいて推定し、さらに不安定破壊解析を行うことによる欠陥評価基準を規定している。

この評価基準は、過去数十年にわたる破壊力学研究の成果と非破壊検査技術の向上に負うところが大きいが、今後も非破壊検査技術の進歩と相まって、各分野で同様の評価基準が採用される気運にある。

しかし、次節で述べるように、Sec. XIにおける欠陥評価基準の問題点もいくつか指摘され、また一般に、き裂成長評価に対する信頼性や精度の向上および合理化等に関する問題も、破壊力学研究の現状として未だ多く残されており、今後の研究開発課題も多い。

以上の背景から、これまで著者は、疲労によるき裂伝播評価法に関して一連の試験研究を行ってきた。

次節以下では、疲労き裂伝播評価法に関する従来の研究概要を述べ、問題点を指摘するとともに本研究の目的および内容を述べる。

1.2 疲労き裂伝播寿命評価法に関する従来の研究および問題点

金属材料が疲労破壊に到る過程は、次の3段階に分けて考えることができ、^{7) 8) 9)} 金属材料における疲労の研究も、各段階毎に別個に行われることが多い。

- (1) 微視き裂の発生および巨視き裂への成長
- (2) 巨視き裂の伝播
- (3) 破壊発生

第1段階は、繰返しすべりによる Intrusion や Extrusion の形成と、それが巨視き裂へと成長する過程である。¹⁰⁾

Schijve⁷⁾ は、欠陥のない平滑材からき裂が伝播する場合には、疲労寿命の90%程度を第1段階の巨視き裂発生までの過程で占められるとし、残りの巨視き裂の伝播寿命は、疲労寿命全体の中ではさほど重要ではないとしている。

一方、第2段階は、巨視き裂が破壊発生直前までの寸法に成長する過程である。

前節で述べたように、溶接部を含む大型構造機器の寿命評価に当っては、伝播寿命基準による疲労寿命評価が必要となるので、この場合、第2段階のき裂(巨視)伝播過程を明らかにし、信頼性の高い伝播寿命評価法を確立することが、構造機器の破壊防止の観点から重要な課題となってくる。

従来、疲労に関する研究は、疲労限付近の疲労寿命や低サイクル疲労の研究が主流であったが、上述の巨視き裂の伝播過程の重要性が認識され、近年疲労き裂伝播に関する研究がさかんに行われるようになった。

1963年に Paris and Erdogan¹¹⁾ は、破壊力学において用いられるパラメータのひとつである応力拡大係数を疲労き裂伝播問題に適用するという注目すべき研究を発表した。彼らは、小規模降伏の範囲内では、き裂先端近傍の応力場は、き裂寸法、応力、境界条件のいかんにかかわらず応力拡大係数によって一義的に決定されることに着目し、多数のアルミニウム合金のき裂伝播試験結果を応力拡大係数をパラメータとして整理した。その結果、広いき裂伝播速度範囲にわたって、つぎの実験式が成立することを発見した。

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^4 \quad (1.1)$$

その後、種々の構造材について、(1.1)式と同形の次式が成立することが確認されている。

$$\frac{da}{dN} = C \Delta K^m \quad (1.2)$$

(1.2)式はいわゆるParis則といわれる経験則であり、Cおよびmは材料定数である。今日、疲労き裂伝播問題に応力拡大係数を適用することの有効性は、広く認められるところである。

Paris and Erdoganの研究が発表された後, Formanら¹²⁾は,多数のアルミニウム合金の疲労き裂伝播データを基に,応力比(R)および破壊靱性値(K_0)を考慮した次の伝播式を提案している。

$$\frac{da}{dN} = \frac{C \Delta K^n}{(1-R)K_c - \Delta K} \quad (1.3)$$

(1.3)式は,応力拡大係数の最大値 $\Delta K/(1-R)$ が破壊靱性値 K_c に近づくと,き裂伝播速度が無限大に漸近することを,(1.2)式のParis則の中に含めたものである。

また,Robert and Erdogan¹³⁾は,伝播速度はき裂先端の塑性域寸法に依存するという仮定に基づき,実験データとも併せてつぎのき裂伝播式を提案している。

$$\frac{da}{dN} = C K_{max}^2 \Delta K^2 \quad (1.4)$$

これらの式が提案された後も,応力拡大係数やき裂先端の塑性域寸法に基づいた疲労き裂伝播式が,多数提案されている。すなわち,Formanの式を改良したPearsonの式¹⁴⁾, K_{max} の効果を含めたErdogan and Ratwaniの式¹⁵⁾, および石田および寺田¹⁶⁾の式, 下限界応力拡大係数範囲を考慮した中沢および小林の式¹⁷⁾, 応力比の効果を考慮したWalker¹⁸⁾の式, CODによる応力比効果補正を行った豊貞の式¹⁹⁾, き裂先端の繰返し塑性域でのヒステリシスエネルギーに基づく金沢, 町田, および糸賀の式²⁰⁾など多数が提案されている。

以上の式は,すべて応力拡大係数範囲, 塑性域寸法, およびき裂開口変位等を基本パラメタとするものである。

一方,Elber²¹⁾は,これらの式と考え方の異なる,き裂開口現象に基づく ΔK_{eff} の概念を提案している。

Elberは1971年に,2024-T3アルミニウム合金の疲労き裂伝播実験において,引張荷重下においても疲労き裂先端が閉じているき裂閉口現象(Crack closure)を発見し,応力比を変えた実験におけるき裂開閉口挙動の測定結果から,き裂開口比Uと応力比の関係をつぎのように求めている。

$$U = \frac{K_{max} - K_{op}}{K_{max} - K_{min}} = \frac{\Delta K_{eff}}{\Delta K} = 0.5 + 0.4R \quad (1.5)$$

さらに,疲労き裂伝播における平均応力の影響をつぎのように評価している。すなわち,き裂閉口期間の荷重はき裂伝播に寄与せず,き裂開口中の応力拡大係数範囲のみが有効であると仮定すると,Paris則は,(1.5)式の ΔK_{eff} を用いてつぎのように書き直すことができる。

$$\begin{aligned} \frac{da}{dN} &= C \Delta K_{eff}^m \\ &= C [(0.5 + 0.4R) \Delta K]^m \end{aligned} \quad (1.6)$$

Elber の研究が発表されて以来、疲労き裂伝播におけるき裂開閉口挙動が注目され、この現象についての研究として、 K_{op} の測定法の改良および検討^{22)~26)} や、き裂開閉口比 U に基づく ΔK_{eff} の有効性の確認^{25)~28)} 等について研究が行われ、さらに、 U と R の関係についても、負の R から 1.0 近くまでにわたる実験式がいくつか提案されている。^{29)~31)}

また、疲労き裂先端の弾塑性挙動に基づくき裂開閉口解析モデルもいくつか提案されている。^{32)~35)}

き裂開閉口現象は、き裂先端部における材料の弾塑性挙動によって生ずるものであり、この観点から有限要素法による弾塑性解析が Newman³⁶⁾, Ogura and Ohji³⁷⁾, 白鳥, 三好および宮本³⁸⁾ によって行われ、疲労き裂先端部でのき裂開閉口挙動が有限要素法による計算結果からも確認されている。

Elber が提唱したき裂開閉口に基づく ΔK_{eff} の概念は、疲労き裂伝播を評価する上で有効であることが今日広く認められており、実働荷重下での伝播予測も含めて、現在最も有力な方法と考えられるに到っている。

以上のように、Paris and Erdogan¹¹⁾ の研究以後、疲労き裂伝播の研究が進展し、一定振幅荷重下における貫通き裂の問題に関して良好に伝播予測可能となった。しかし、これらの研究成果は、すべて貫通き裂の板幅方向の伝播について行った研究から得られており、実際に構造部材に生ずる初期欠陥や検査によって発見されるき裂のほとんどは、表面欠陥かまたは部材内部に存在する内部欠陥であり、しかも、構造機器における実働荷重は多様であり、一定振幅荷重下における貫通き裂の伝播則をそのまま実働荷重の問題に適用できない。そのため、後に述べるように、実用上の観点から、表面き裂の伝播および実働荷重下でのき裂伝播に関する研究が今日多く実施されている。

表面欠陥および内部欠陥から発生する疲労き裂は、安定な形状として半楕円または楕円に近い形状へと成長していくことが経験的に知られており、従って、この形状のき裂の応力拡大係数解を得ることが、構造部材のき裂伝播評価を行ううえでの第一歩となる。

Irwin³⁹⁾ は 1962 年に、次式の一様引張応力場における無限体中の埋没楕円き裂 (Embedded elliptical crack) の応力拡大係数の解析解を発表している。

$$K = \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{E(k)} \left(\sin^2 \theta + \frac{a^2}{b^2} \cos^2 \theta \right)^{\frac{1}{4}} \quad (1.7)$$

ここで、 $k = \sqrt{1 - (a/b)^2}$ である。

また、き裂先端の塑性域寸法補正をした次式も求めている。

$$K = \frac{1.12 \sigma \sqrt{\pi a}}{\sqrt{E(k)^2 - 0.212 (\sigma/\sigma_{YS})^2}} \left(\sin^2 \theta + \frac{a^2}{b^2} \cos^2 \theta \right)^{\frac{1}{4}} \quad (1.8)$$

表面き裂の場合は、半楕円き裂によってモデル化されるが、この場合には自由表面 (Front free surface) の影響が生ずるので、この補正が必要になる。また、有限板厚の場合には、裏面の影響の補正も必要である。Paris and Sih⁴⁰⁾ は、一様引張応力を受ける無限板における半楕円き裂最深部の応力拡大係数について、単純な表面および裏面の補正を行った次式を求めている。

$$K = \left[1 + 0.12 \left(1 - \frac{a}{b} \right) \right] \frac{\sigma \sqrt{\pi a}}{E(k)} \left(\frac{2t}{\pi a} \tan \frac{\pi a}{2t} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (1.9)$$

一般に、構造部材断面における垂直応力は、膜応力成分 σ_m と曲げ応力成分 σ_b とに分けて評価すると便利である。すなわち、断面の垂直応力は表面および裏面での応力値で近似できる。

$$\sigma = \sigma_m \pm \sigma_b \quad (1.10)$$

(1.7) 式～(1.9) 式によって得られる応力拡大係数は、 σ_m に対するものであり、一般に、 σ_b に対する応力拡大係数解も必要となる。すなわち、 σ_m と σ_b が作用する断面における楕円または半楕円き裂の応力拡大係数は、通常次式で表わされる。

$$\begin{aligned} K &= K_m + K_b \\ &= (\sigma_m M_m + \sigma_b M_b) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \end{aligned} \quad (1.11)$$

ここで、 Q は欠陥形状パラメータ (Flaw shape parameter) で、 $Q = E(k)^2 - 0.212 \left[(\sigma_m + \sigma_b) / \sigma_{YS} \right]^2$ で表わされる。

通常、構造部材において最も頻度高く発見される欠陥は表面欠陥であり、従って、半楕円き裂について (1.11) 式の M_m および M_b を求めることが、表面欠陥からのき裂伝播評価を行ううえで重要となる。この観点から、半楕円き裂の応力拡大係数の上記 M_m 値および M_b 値の解析結果や実験値がいくつか発表されている。^{41)~46)} 同様に、埋没楕円き裂の応力拡大係数についても解析が行われている。⁴³⁾⁴⁴⁾⁴⁷⁾

このようにして、構造部材における表面欠陥または内部欠陥をモデル化した、半楕円き裂や埋没楕円き裂の応力拡大係数を求めることができれば、この結果と疲労き裂伝播則を組み合わせることにより、構造部材における欠陥からのき裂伝播評価が可能となる。

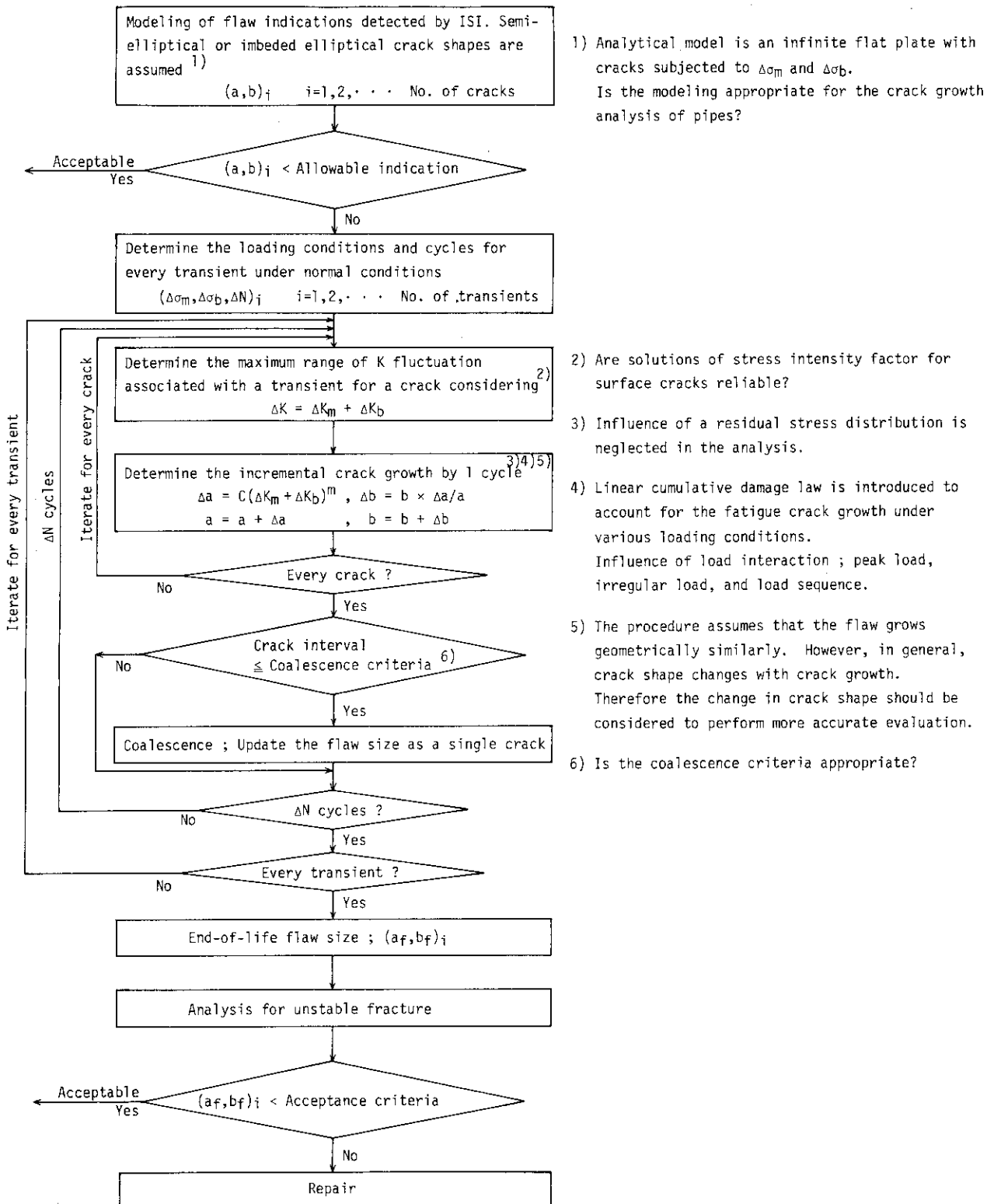
ASME Code Sec. XI に規定された、き裂伝播評価に基づく欠陥評価基準は、以上に述べた試験研究成果を反映したものである。

しかし、同 Code では解析モデル化や実働荷重の考え方等に、以下に述べる問題点を含んでおり、また、伝播評価法の信頼性や精度の向上を計っていく上でも、多くの研究課題が残されている。

そこで以下では、ASME Code Sec. XI の評価法を例として、伝播評価法の問題点を明らかにし、さらに、実働荷重下での伝播評価法や表面き裂の伝播評価法に関して、従来の研究結果および現状を述べる。

Fig. 1.1 は、ASME Code Sec. XI における伝播評価法の概要と評価法の問題点に関してまとめたものである。同 Code のき裂伝播評価法では、発見された欠陥を解析可能な半楕円き裂または楕円き裂にモデル化し、また断面の板厚方向の応力分布を、膜応力成分と曲げ応力成分に分け、これらのデータから応力拡大係数を求め、材料特性と併せてき裂伝播量を求める方法を採用している。

また、種々の応力の変動に対しては、各変動毎にき裂増分を求め、線型加算則によって全体の



- 1) Analytical model is an infinite flat plate with cracks subjected to $\Delta\sigma_m$ and $\Delta\sigma_b$. Is the modeling appropriate for the crack growth analysis of pipes?
- 2) Are solutions of stress intensity factor for surface cracks reliable?
- 3) Influence of a residual stress distribution is neglected in the analysis.
- 4) Linear cumulative damage law is introduced to account for the fatigue crack growth under various loading conditions. Influence of load interaction ; peak load, irregular load, and load sequence.
- 5) The procedure assumes that the flaw grows geometrically similarly. However, in general, crack shape changes with crack growth. Therefore the change in crack shape should be considered to perform more accurate evaluation.
- 6) Is the coalescence criteria appropriate?

Fig.1.1 Analytical procedure for fatigue crack growth evaluation specified in the ASME Code Sec.XI and some remarks on the procedure

き裂伝播評価を行うよう規定されている。

Fig. 1.1 に示すように、き裂伝播評価法における問題点あるいは研究課題としてつぎが挙げられる。

- (1) き裂伝播におよぼす残留応力の影響の評価法の確立
- (2) 過大荷重や不規則荷重といった実働荷重下でのき裂伝播評価法の確立
- (3) 表面き裂伝播におけるき裂形状変化の評価基準および複数き裂の干渉および合体評価基準の妥当性
- (4) 半楕円または埋没楕円き裂を有する平板モデルへのモデル化の妥当性およびK 値の信頼性以上に指摘した問題点について、現在多くの研究が進められており、現状での重要な研究課題となっている面が多い。

第1に指摘した、残留応力の影響の評価は、溶接部におけるき裂伝播を評価する上で重要であるが、以下に述べるように評価法が確立されているとは言えない。そのため、Sec. XI では残留応力の影響は無視されているのが現状である。

残留応力場におけるき裂伝播評価にあたっては、まず、き裂伝播による残留応力の再分布を考慮しなければならない。この効果は、小規模降伏の範囲内であれば、残留応力の解放によって生ずる応力拡大係数 K_{res} を求めることにより評価が可能と考えられる。この考え方は、最初残留応力場における脆性破壊発生および伝播を検討するために用いられた。すなわち、金沢、大庭、町田⁴⁸⁾ は、残留応力場での脆性破壊伝播を検討するため、余弦波および矩形波型残留応力場をき裂が伝播するときの K_{res} の解析解を求め、この残留応力場における K_{res} の挙動を明らかにしている。さらに吉識、金沢、町田⁴⁹⁾ および金沢、町田、矢島⁵⁰⁾ らは、き裂先端の圧縮残留応力と脆性破壊発生特性との関係を明らかにするため、 K_{res} の考えを用いている。その後、 K_{res} の考え方を導入することにより、残留応力場での疲労き裂伝播評価を行う試みが著者ら⁵¹⁾、仁瓶、尾野、恒成⁵²⁾、Glinka⁵³⁾、Nelson⁵⁴⁾ によって行われている。しかし、疲労き裂伝播評価において K_{res} を弾性的に重ね合わせる方法は、必ずしも実験結果と良い一致を示してはいない。^{51) 54)} この方法は、残留応力値および繰返し荷重が小さい場合には有効と思われるが、これが大きい場合には、残留応力と繰返し荷重の重畳による残留応力の緩和が発生する。

Trufiakov⁵⁵⁾ は、繰返し荷重による溶接残留応力の変化を実験的に調べ、第1サイクルにおいて大きな残留応力の緩和が生じ、その後も徐々に緩和が生じるという実験結果を発表している。

このように、残留応力場における疲労き裂伝播評価にあたっては、上記の残留応力の緩和効果も考慮する必要があるが、未だ評価法は確立されていない。

溶接残留応力場での疲労き裂伝播に関する研究として、橋内⁵⁶⁾ および福田、渡、堀川⁵⁷⁾ によるき裂開口挙動に注目した研究や、福田、岸本⁵⁸⁾ による溶接後熱処理の影響を調べた研究が行われているが、これらは実験結果の定性的な検討に留まっており、残留応力の影響を定量的に評価するには到っていない。

つぎに、第2に指摘した、実働荷重下における疲労き裂伝播評価に関して、ASME Code Sec. XI では、線型加算則を採用している。この方法は、前後の荷重干渉や荷重順序による影響が生じないという仮定に基づき、各荷重サイクル毎に独立してき裂伝播量を求め線型加算する方法であり、応力振幅や平均応力が変動する実働荷重下での疲労き裂伝播推定法として、最も単純な方法である。これまでに行われた多くの研究結果から、一般に、き裂伝播は荷重間の干渉や荷重順序

によって影響され、線型加算則が成立しないことが明らかにされている。

菊川⁵⁹⁾は、実働荷重下の疲労き裂伝播推定法に関する研究は、単一過大荷重からのアプローチと繰返し変動荷重からのアプローチに大別されるとし、従来の研究結果を概説している。

前者は、一定振幅荷重サイクル中における単一過大荷重の効果に注目する方法である。従来、単一過大荷重効果に関する研究は盛んに行われており、ほとんどの実験結果は、単一過大荷重によってき裂伝播遅延が生ずることを示している。さらに、き裂先端の塑性域寸法、残留応力およびき裂開閉口に注目した遅延予測モデルも、著者らの提案したモデル⁶⁰⁾を含め多数提案されており^{61)~68)}、き裂伝播におよぼす単一過大荷重効果は、かなり明らかにされている。

後者は、1サイクル間に種々の変動荷重を含ませ、これを繰返すことにより実働荷重下のき裂伝播挙動を調べる方法である。この場合、波形計数法および ΔK_{eff} を適切に評価することにより、一定振幅荷重下のき裂伝播則と結びつける伝播予測法が、一般に検討されている。^{69)~75)}

しかし、Schijve⁷⁶⁾が指摘するように、一口に実働荷重と言っても、単一過大荷重の場合も含め、荷重波形は非常に多様であり、これに応力レベルや平均応力等も考慮すると極めて膨大なパラメータを含んでいる。これらすべてのパラメータを含めた統一的な予測法は、未だ確立されていないし、今後もそれは不可能と思われる。菊川⁵⁹⁾が指摘するように、実働荷重下での疲労き裂伝播挙動の解明は、今後の研究に待つべき点が多い。

従って、現状では、実働荷重下でのき裂伝播評価は、線型加算則によらざるを得ないと考える。しかし、評価法が確立されつつある単一過大荷重の場合や、その他、線型加算則により非安全側の評価となる個々のケースについては、試験研究成果を適宜評価基準に反映させていくことが重要である。

第3の問題点は、表面き裂や内部き裂の伝播評価にあたって導入されるき裂形状変化、複数き裂の干渉効果および合体についての評価基準の妥当性である。

従来、表面き裂伝播問題は、実用上の重要性が強く認識され⁷⁷⁾、この観点から研究が多く行われ、今日まで伝播評価法も種々提案されている。^{46) 78)~90)}

ASME Code Sec. XIでは、形状変化の評価基準としてき裂は相似形状を保持しながら伝播するという仮定が導入されている。しかし、表面き裂伝播におけるき裂形状変化を調べた Iida and Kawahara⁷⁹⁾、川原、栗原⁸⁰⁾および飯田、高⁸⁵⁾の研究結果では、き裂形状は $\Delta\sigma_b / \Delta\sigma_m$ および a/t に依存して変化し、しかも、Sec. XIにおける相似形状保持の仮定は、条件によっては非安全側の寿命推定を与えることも、Iida and Kawahara⁸³⁾および飯田、安藤、平田⁸⁴⁾の研究により明らかにされている。

また、上記の研究では、深さ方向への伝播には Paris 則を適用し、形状変化については実験的に得られた形状変化則を適用することに基づいた、単一および複数表面き裂の伝播評価法がいくつか提案されている。^{81) 83) 84) 85)}

これらの評価法では、表面方向の伝播増分は、実験から求められた形状変化則により求めることが特徴となっている。このことは、Irwin⁷⁷⁾、Newman and Raju⁴⁶⁾、川原、栗原⁸⁰⁾らが述べているように、き裂前面の自由表面では平面応力状態であり、一方、内部では平面歪となるので、表面近傍において応力状態の遷移領域が生じ、そのため表面点における応力拡大係数解や、表面方向への Paris 則の適用に問題があるという理由によるものである。換言すれば、表面での ΔK

値を補正することにより、表面方向にもParis則の適用が可能と思われる。この立場から、表面き裂の形状変化や伝播挙動を検討した研究が、著者ら^{88) 89)}およびNewman and Raju⁴⁶⁾によって行われている。

Sec. XIでは、複数欠陥は深さの2倍(2a)までの接近をもって合体した単一欠陥とみなし、干渉効果もこの合体判定基準に含まれている。しかし、複数表面き裂の伝播を検討した上記のいくつかの研究結果^{82)~84) 88)~90)}や、新井、井野ら⁹¹⁾による研究結果から、き裂干渉効果は全体の寿命にあまり影響せず、Sec. XIの基準は、き裂干渉効果について大きすぎる安全裕度を有していることが明らかにされている。

また、複数き裂の干渉効果については、新井、井野⁹¹⁾らによる実験的検討、宮田、楠本⁹²⁾による有限要素法解析例、および村上、西谷⁹³⁾による体積力法による解析例が最近発表され、徐々に明らかになっている。これらの結果をふまえ干渉効果を適正に評価することにより、今後より合理的な合体判定基準を確立していく必要がある。

第4の問題点は、構造機器で発見された表面欠陥や内部欠陥からのき裂伝播評価にあたり、導入される境界条件や、き裂形状の単純化および用いられる応力拡大係数解の適用性である。評価基準の作成にあたっては、手法の簡易さや汎用性が手法の保守性ととも不可欠な条件となるので、半楕円き裂または埋没楕円き裂付平板に問題をモデル化することは合理的である。しかし、き裂付平板へのモデル化にあたっては、実構造物形状の供試体を用いた実証試験により適用性を十分検討しておくことが必要であるが、この点に関する試験研究は多くない。また採用する応力拡大係数解に関しても、上記試験により適用性および信頼性が十分確認されるべきである。

第1から第4に指摘した問題点のほか、環境中での構造材の材料特性に関しても、き裂伝播評価上問題点が多く含まれるが、材料挙動に関しては本研究の範囲外であり、ここでは指摘するにとどめる。

以上に述べたき裂伝播評価法の問題点について、非安全側の評価を与える基準は勿論のこと、安全裕度が必要以上に大きな場合についても、適切に修正するとともに、合理的かつ信頼性の高い評価法を確立していくことが、現状での重要な課題となっている。

1.3 本研究の目的および内容

構造機器のき裂伝播寿命評価を行う場合、詳細な応力解析や応力拡大係数解析に基づいた評価手法も場合により必要であるが、このような手法は、評価基準として採用するには不適切である。評価手法を基準として採用するに当たっては、手法の簡易さが重要な要件となる。

この観点から、著者はこれまでに、精度および信頼性がより高いき裂伝播寿命簡易評価法の確立を目的として、前節で指摘した問題点に関していくつかの試験研究を進めてきた。

本論文では、これらの研究結果をまとめるとともに、き裂伝播におよぼす残留応力や過大荷重の影響の簡易評価法および複数表面き裂の伝播寿命簡易評価法を提案している。

本論文は7章で構成され各章の内容は、つぎの通りである。

第1章は序論であり、本研究の背景、き裂伝播評価法に関する従来の研究概要および問題点を述べるとともに、本研究の目的および内容の概略等を述べている。

第2章では、疲労き裂伝播における溶接残留応力の影響およびその評価法について論ずる。構造部材の溶接部においては、高い残留応力が発生するため、これに起因した割れや疲労き裂伝播といった破損事例が多く、実際に構造部材に発生する破損の多くが溶接部に集中している。

そのため、き裂伝播におよぼす残留応力の影響を明らかにすることが重要な研究課題であることは、すでに述べた通りである。

本研究では、試験片中央部で引張り溶接残留応力が生ずるように製作した中央き裂試験片を用いて、き裂伝播におよぼす溶接残留応力の影響を調べた。さらに、残留応力場におけるき裂伝播挙動の簡易予測法を提案するとともに、試験結果と予測結果との比較も行った。この簡易予測法では、残留応力と繰返し荷重の重畳による残留応力の緩和効果やき裂伝播にともなう残留応力の再分布の効果を考慮している。さらに、これらの結果に基づき、残留応力場における表面き裂の伝播評価法を提案する。

第3章では、疲労き裂伝播における過大荷重の影響およびその評価法について論ずる。通常、疲労き裂伝播中に過大荷重が負荷されると、その後ではき裂伝播遅延現象やき裂停止が観察されることがあり、これは過大荷重遅延 (Overload Retardation) 現象として広く知られている。圧力容器や配管は、多くの場合耐圧試験による過大荷重が負荷されるので、この場合のき裂伝播に関して遅延効果も含めて予測できれば、信頼性の高い寿命評価が可能となるだけでなく、き裂が発生している部材の寿命延長手段として応用できる可能性もある。

そこで本研究では、過大荷重によるき裂伝播遅延予測法を提案する。本予測法は、Dugdaleモデルにより求められたき裂先端の圧縮残留応力に基づき、き裂伝播遅延を予測する方法を採用している。また、繰返し内圧が負荷される円筒試験体の、き裂伝播遅延試験結果と予測結果の比較も行う。さらに、本予測法を用いて過大荷重比と伝播寿命遅延伸効果との関係も検討する。

第4章、第5章および第6章では、複数表面き裂の伝播に関する一連の試験研究結果を述べる。

この研究は、配管内面における複数表面き裂の伝播について、適切な評価法を提言する目的で実施したものである。

第4章では、複数表面欠陥付平板試験片を用いて実施した表面き裂の伝播に関する基礎試験結果を述べる。

本研究では、複数表面き裂の伝播試験結果に基づき、表面き裂の伝播における表面効果および隣接き裂の干渉効果を検討するとともに、これらの効果を含めた複数表面き裂の伝播評価法を提案する。また、試験結果とASME Code Sec.XIの方法および本研究の方法から得られた伝播評価結果との比較を行う。さらに、表面き裂の伝播における形状変化挙動について、本法と他の方法との比較や他の実験データへの適用性を検討する。

これらの評価法では、構造機器を断面の応力を同じくする表面き裂付平板にモデル化して解析されるが、実際の構造機器にあっては、湾曲面を持つことが多く、そのため、湾曲がある場合に対する評価法の適用性を構造機器のモデル試験により実証しておくことも必要と考える。

第5章および第6章は、この観点から実施した内面欠陥付配管モデルの疲労試験結果および評価法の適用性を検討した結果についてまとめたものである。

第5章では、複数内面欠陥付直管試験体のき裂伝播試験結果および伝播評価結果について述べる。本研究では、同一円周断面に3個の半楕円欠陥を加工した母材試験体および溶接継手試験体

を供試体に使用し、繰返し曲げ荷重による疲労試験を行い、配管内面における表面き裂の伝播、合体の挙動を調べた。さらに、第4章で述べる複数表面き裂伝播評価法およびSec.XIによるき裂伝播評価を行い、試験結果と比較し、これらの評価法の適用性を検討する。

第6章では、複数内面欠陥付曲管試験体のき裂伝播試験結果および伝播評価結果について述べる。本研究は、直管試験体の試験にひきつづき、配管における疲労き裂伝播試験の一環として実施したものであり、試験部には配管部材として多く使用される90°エルボを採用している。疲労試験は、曲管の両脇腹、内面に軸方向に1個または3個の半楕円欠陥を加工した2体の試験体を供試体として、曲管部に面内曲げ荷重がかかる荷重体系により行い、曲管部内面における複数表面き裂の伝播、合体の挙動を調べた。さらに、第4章で述べる複数表面き裂伝播評価法、およびSec. XIによるき裂伝播評価を行い、試験結果と比較し、これらの評価法の適用性を検討する。

第7章では、結論として溶接残留応力の影響や過大荷重効果を検討した複数表面き裂の伝播評価法について提言し、また、これに関する著者の見解を述べるとともに、研究結果を総括する。

2. 疲労き裂伝播における溶接残留応力の影響 およびその評価法

2.1 まえがき

構造機器の溶接部では、溶接欠陥からき裂が伝播したり、これに基因した破損の事例が多く見られ、機器の安全性を確保していく上で、溶接部の健全性評価を適確に行うことが重要である。

通常、溶接部では、信頼性を高めるため溶接後熱処理によって残留応力の低減が計られる。しかし、現場における溶接後熱処理が困難な機器の場合や、ステンレス鋼配管溶接部のように、材質鋭敏化を避けるため溶接後熱処理による残留応力の低減ができない場合には、高い残留応力が溶接部に残ることが避けられない。

引張残留応力が疲労き裂伝播速度に顕著に影響をおよぼすことは、すでに、著者ら⁵¹⁾、福田ら⁵⁷⁾、仁瓶ら⁵²⁾の実験結果から明らかにされており、そのため、溶接部に生じた欠陥の伝播評価に当っては、残留応力の影響を考慮する必要がある。

この影響を評価する方法として、残留応力の弾性的な再分布に基づく応力拡大係数 K_{res} を求め、平均応力効果として伝播速度に反映させる評価法が試みられている。^{51)~54)}

しかし、疲労き裂が残留応力場を伝播するとき、繰返し荷重による残留応力の緩和⁵⁵⁾やき裂伝播による緩和が発生するので、弾的に求めた K_{res} は、残留応力効果を過大評価することになり、この K_{res} に基づく伝播速度の予測値と実験結果とは、必ずしも良い一致を示してはいない。^{51) 54)}

残留応力が疲労き裂伝播におよぼす影響は、十分解明されておらず、その定量的な評価法は未だ確立されていない。そのため、ASME Code Sec. XIにおいても、残留応力の影響は無視されているのが現状である。

本章では、残留応力場における疲労き裂伝播挙動を明らかにするため、溶接残留応力を付加した中央き裂試験片を用いて実施した3ケースのき裂伝播試験結果を検討するとともに、繰返し荷重およびき裂伝播による残留応力の緩和および再分布効果を考慮して求めた K_{res} に基づくき裂伝播挙動の予測結果と、試験結果とを比較する。

さらに、残留応力場における表面き裂の伝播評価法について提言する。

2.2 溶接残留応力場における疲労き裂伝播試験

2.2.1 試験用溶接板およびき裂伝播試験片の製作

試験には板厚10mmのSUS304鋼板を供試材として使用した。溶接試験片を製作するため、この板材(母板)からつぎの手順で溶接板を製作した。

- 1) 10mmtの母板から幅140mm×長さ400mmの板を切出す。
- 2) この板に15mm×45mmの長穴を中央に長手方向と直角に加工する。
- 3) 長穴を溶接により埋込む。

Table 2.1 に溶接条件を示す。

本研究で用いた溶接部の引張試験片およびき裂伝播試験片は、上記の溶接板から製作した。

Table 2.2 に試験に用いた SUS 304 鋼板（母板）の化学成分を示す。

Table 2.1 Welding conditions

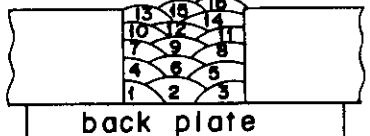
Welding process	GTAW
Welding rod	TGS 308 , 2.4 ϕ
Pre -heat	no
PWHT	no
Welding current,voltage and speed	DC 200 A,14V,12 cpm
Welding position	Flat
NO.of layers	

Table 2.2 Chemical compositions of tested material

(wt %)

Composition	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr
Spec.	- <0.08	- <1.00	- <2.00	- <0.04	- <0.03	> 8.00 <11.0	>18.0 <20.0
Tested mater.	0.06	0.75	1.05	0.028	0.011	8.76	18.35

き裂伝播試験には、中央き裂試験片（Center Cracked Tension Specimen）を使用した。

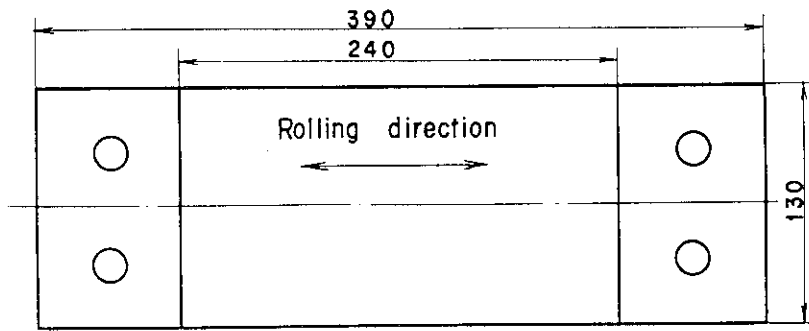
Fig. 2.1 にき裂伝播試験片の形状、寸法を示す。溶接試験片は、上記の残留応力を付加した溶接板から製作した。機械加工にあたっては、各試験片の残留応力分布の再現性をできるだけ確保するため、各試験片とも同一手順で加工するようにした。また、母材の残留応力なしのき裂伝播特性と比較するため、母板からも同一形状の試験片を採取し、試験に供した。

2.2.2 引張試験結果

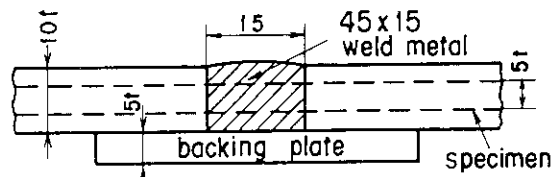
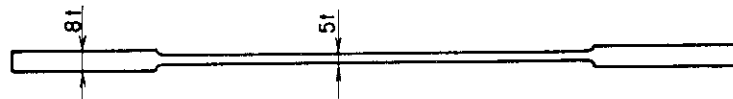
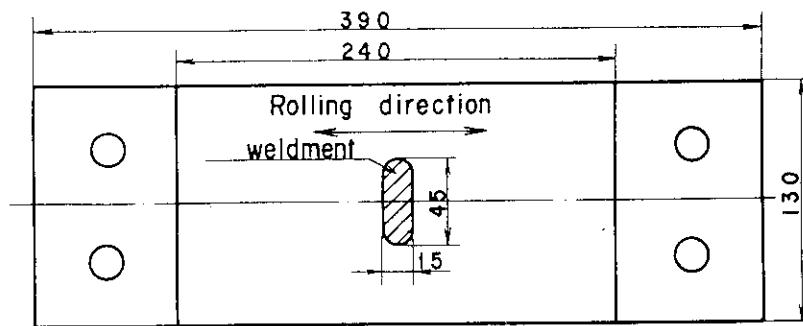
溶接部および周辺の機械的性質を詳細に知るため、製作した溶接板から試験片を切出し引張試験を実施した。

また、母板からも試験片を採取し引張試験を実施した。

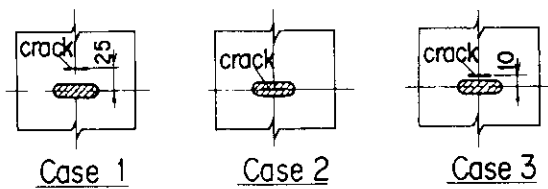
引張試験片の寸法および溶接板からの引張試験片採取方法を Fig. 2.2 に示す。



(Base plate specimen)



Edge preparation in welded specimen



Notch location in welded specimen

(Welded specimen)

Fig.2.1 Procedure of specimen fabrication and specimen geometry

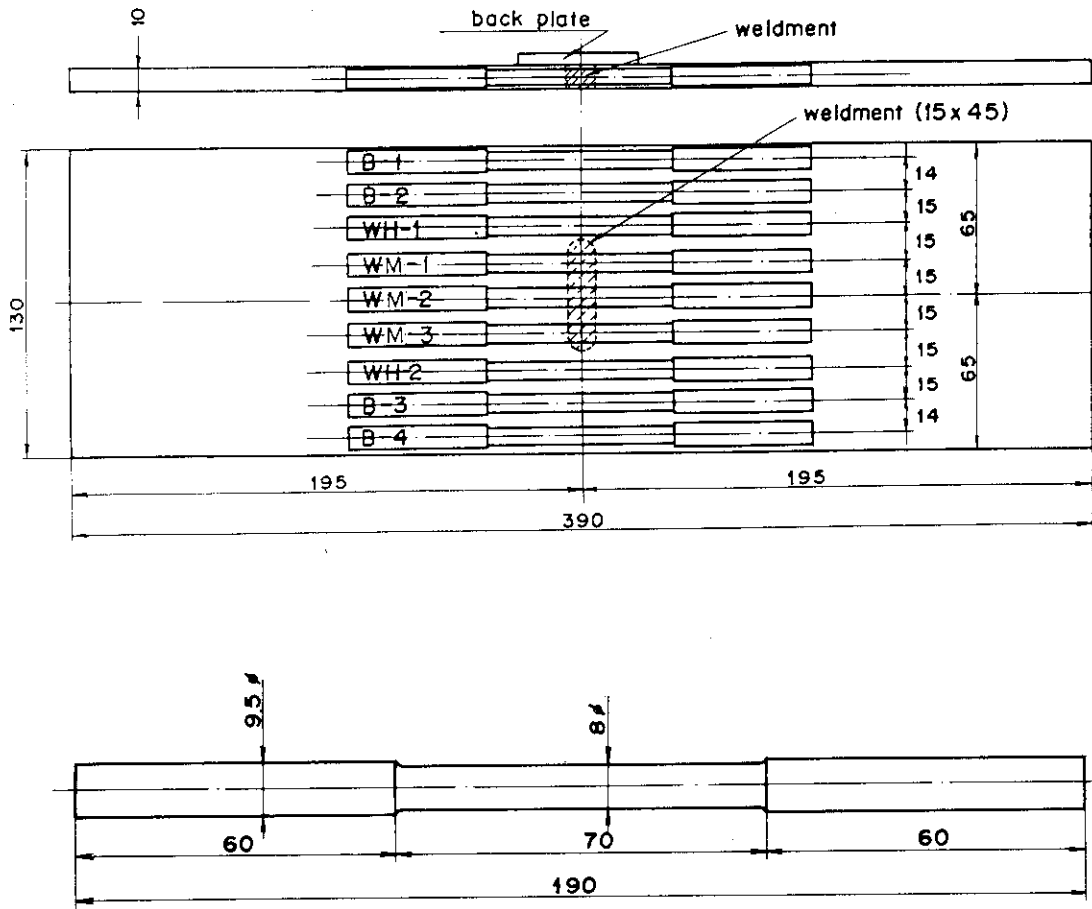


Fig.2.2 Cutting diagram of tensile specimens from the welded plate and specimen geometry

引張試験では、標点距離 50mm の伸び計により応力-歪線図を作成するとともに、溶接部に歪ゲージを貼付し、これによって局所的な応力-歪線図も作成した。

引張試験の結果を **Table 2.3** に示す。

Table 2.3 Tensile test results of tested material

Items \ Specimen No.	T-1	T-2	B-1	B-2	WH-1	WH-2	WM-1	WM-2	WM-3
Elongation (%)	84.7	81.8	85.6	84.4	83.3	82.8	66.6	66.0	66.0
Tensile strength (kg/mm ²)	71.1	77.8	70.1	70.5	70.7	72.4	62.4	63.0	63.4
0.2% Proof stress(kg/mm ²)	21.0	22.1	22.4	26.7	31.4	32.0	33.4	34.9	34.0
Failed location	BM	BM	BM	BM	HAZ	HAZ	WM	WM	WM

Specimen code T- : Base metal (machined from base plate)
 B- : Base metal (machined from welded plate)
 WH-: HAZ (machined from welded plate)
 WM-: Weld metal (machined from welded plate)

Table 2.3 に示す試験片のうち、T-1、T-2 は供試材の母板から採取したものであり、その他の試験片は溶接板から採取したものである。

Table 2.3 から分かるように、供試板の 0.2 %耐力は溶接板の母材の部分より若干、低くなっているが大略同等である。

熱影響部では、引張強さおよび伸びはほぼ母板と同等であるが、0.2 %耐力が母板よりかなり高く、溶接による塑性変形が生じている。さらに、溶接部では、0.2 %耐力が母板より高く、逆に引張強さおよび伸びがかなり母板より低くなっている。

Fig. 2.3 は、0.2 %耐力の分布について図示したものである。図から分かるとおり、0.2%耐力

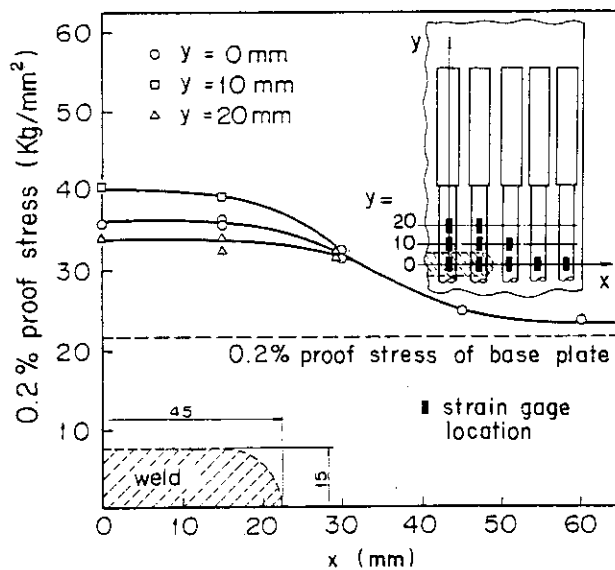


Fig.2.3 Change in 0.2% proof stress along the transverse direction of the welded plate

は最大 40 kg/mm² にまで達しており、溶接部近傍ではかなりの塑性変形が生じていると考えられる。同図で明らかなように、熱影響部での 0.2%耐力が最も大きい値となっている。

2.2.3 溶接試験片の残留応力分布測定

溶接試験片の残留応力分布は、2本の試験片 (W-7 および W-12) を用いて切断法により求めた。

切断は放電加工により行った。切断に際し、切断によって残留応力が再分布し、塑性変形が生じないようにするため、できるだけ正負の応力がバランス良く解放されるよう切断作業を行った。

残留応力測定に使用した2本の試験片のゲージ貼付位置および切断位置を Fig. 2.4 に示す。

Fig. 2.5 は、この測定から得られた y 方向残留応力分布および x 方向残留応力分布を示したものであり、2本の試験片の平均値をプロットしている。

同図から分かるように、y 方向残留応力分布は、いずれの断面においても、試験片の中央 (x = 0 mm) において残留応力が最大となっている。中央から離れるに従って残留応力は減少し、

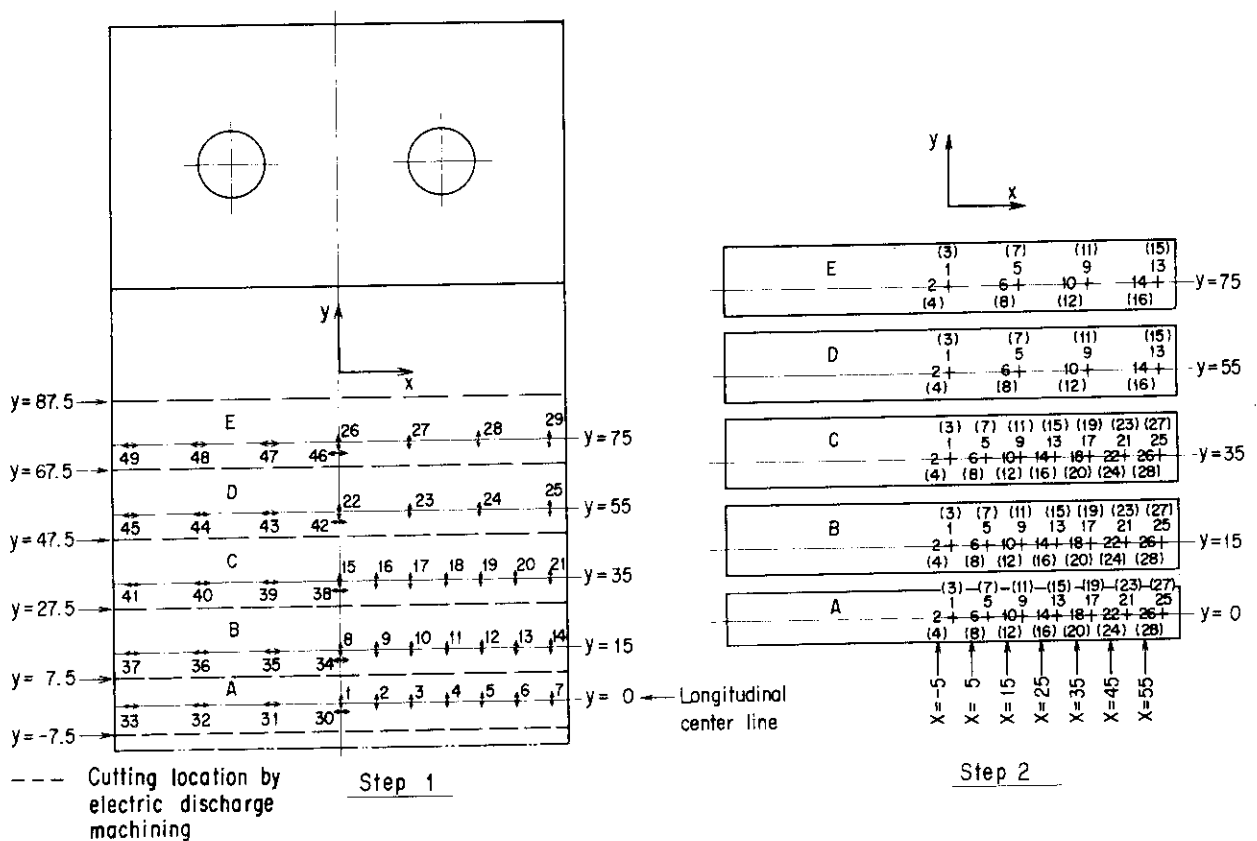


Fig.2.4 Location of sectioning and strain gages

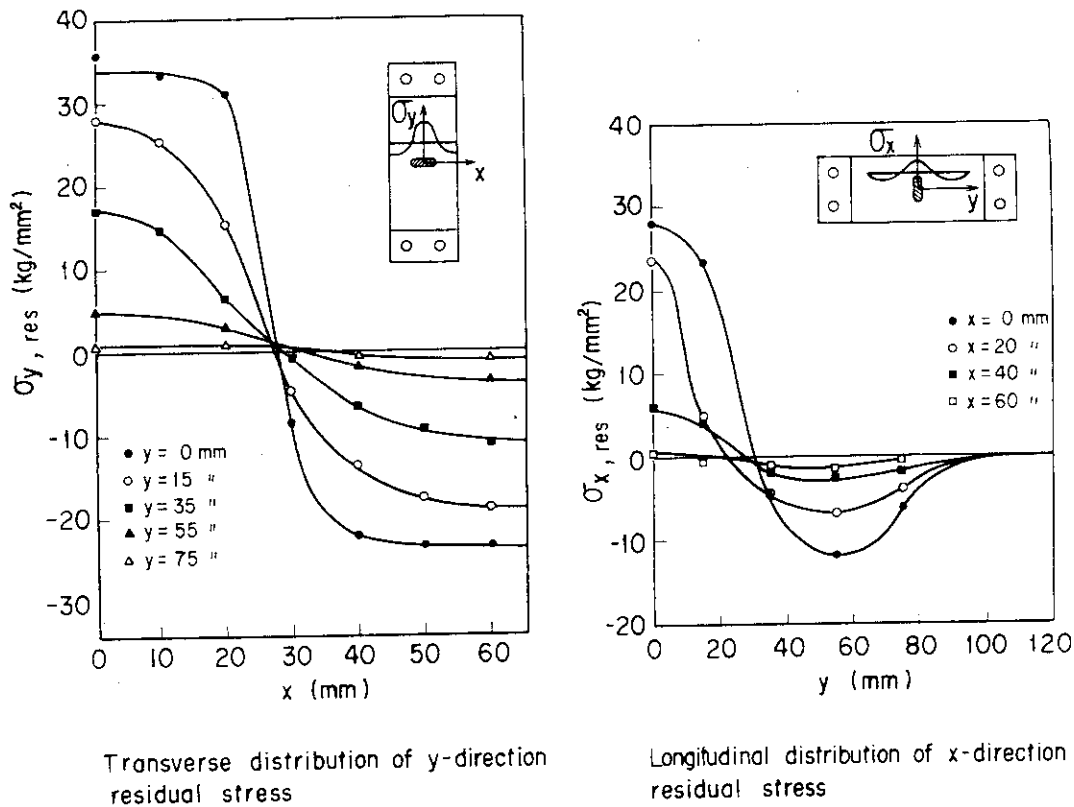


Fig.2.5 Residual stress distribution of the welded specimen

x = 30 mm付近において圧縮残留応力に転じている。この残留応力の正負が逆転する位置は、溶接境界から約7mm離れた位置であり、また、各断面における正負の残留応力のバランスが良く取れており、測定結果は良好であると判断される。最大残留応力は、y = 0 mm断面の中央において生じ、その値は約 35 kg/mm² 前後であり、非常に大きな値となっている。

x 方向残留応力分布についても、試験片中央において最大引張残留応力が生じており、中央から離れるに従って減少し、引張から圧縮残留応力へと転じていることが、Fig. 2.5 から分かる。

2.2.4 き裂伝播試験方法

き裂伝播試験には、容量 16 ton の油圧式疲労試験機を用い、繰返し速度 5 Hz、正弦波の荷重制御の条件で試験を行った。

試験片中央には、初期欠陥として貫通スリットを放電加工し、試験に供した。各試験片の試験条件を **Table 2.4** に示す。

Table 2.4 に示すようにスリット位置を変えてつぎの3ケースについて試験した。

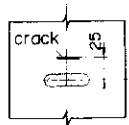
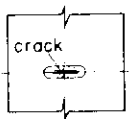
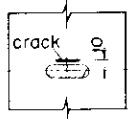
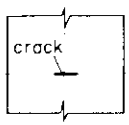
ケース1：溶接試験片の母材中をき裂が伝播する場合（き裂は y = 25mm断面を伝播する）

ケース2：溶接金属からき裂が発生、伝播し、母材へと到る場合（き裂は y = 0 mm断面を伝播する）

ケース3：熱影響部から母材へとき裂が伝播する場合（き裂は y = 10mm断面を伝播する）

これらの3ケースとも正の残留応力の位置からき裂が伝播し始め、負の位置へと伝播してい

Table 2.4 Fatigue test conditions of center cracked tension specimen

	Specimen No.	σ_{max} kg/mm ²	$\Delta\sigma$ kg/mm ²	f Hz	Crack location
Welded specimen	W-6 W-8	8.4	8.0	5	Case 1 base metal 
	W-2 W-3	8.4	8.0	5	Case 2 weld metal 
	W-11 W-13	8.4	8.0	5	Case 3 HAZ 
Base metal specimen	B-8 B-9 B-10	8.4	8.0	5	base metal 
	B-2 B-1	10.3 10.5	9.8 10.0	5	

くようになっている。

以上3ケースのほか母材試験片についても同じ試験を実施し、基準となる母材のき裂伝播特性を求めた。負荷応力は、主として応力範囲 $\Delta\sigma = 8.0 \text{ kg/mm}^2$ で実施したが、母材試験片については、 $\Delta\sigma = 10.0 \text{ kg/mm}^2$ についても実施した。また、各試験の応力比は、 $R = 0.05$ である。

2.2.5 き裂伝播試験結果

Table 2.4 に示す通り溶接試験片のき裂伝播試験では、き裂伝播断面を変えた3ケースの試験を行った。これら3ケースの試験結果は、すべて母材試験片より伝播速度が高く溶接残留応力の影響が顕著に生じた。

試験結果を $da/dN - \Delta K$ 曲線で示したのが **Fig. 2.6 ~ Fig. 2.9** である。このうち、Fig. 2.6 は母材試験片の $da/dN - \Delta K$ 曲線を示したものである。以下母材試験片と溶接試験片の試験結果について比較してみる。

Fig. 2.7 は、溶接試験片における母材の部分でき裂が伝播する場合（ケース1）の $da/dN - \Delta K$ 曲線であり、図中の実線は母材試験片の結果である。

同図から分かるように、母材試験片とは明らかにき裂伝播速度に差が認められる。本研究で使用した溶接試験片では、試験片幅方向の中央部では引張残留応力、両端部では圧縮の残留応力となっており、そのため、溶接試験片のき裂伝播速度は、引張残留応力の影響により母材試験片より高くなる。

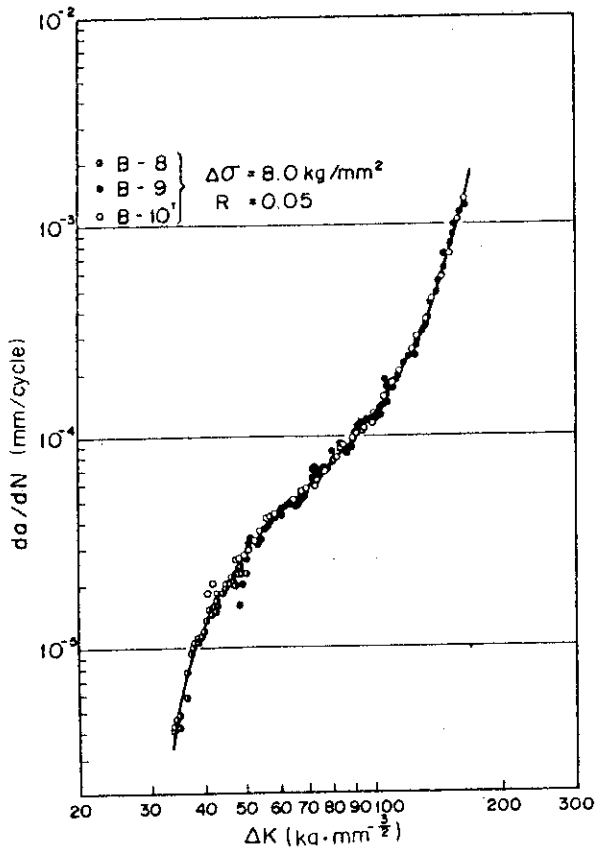


Fig. 2.6 da/dN-ΔK curve of base plate

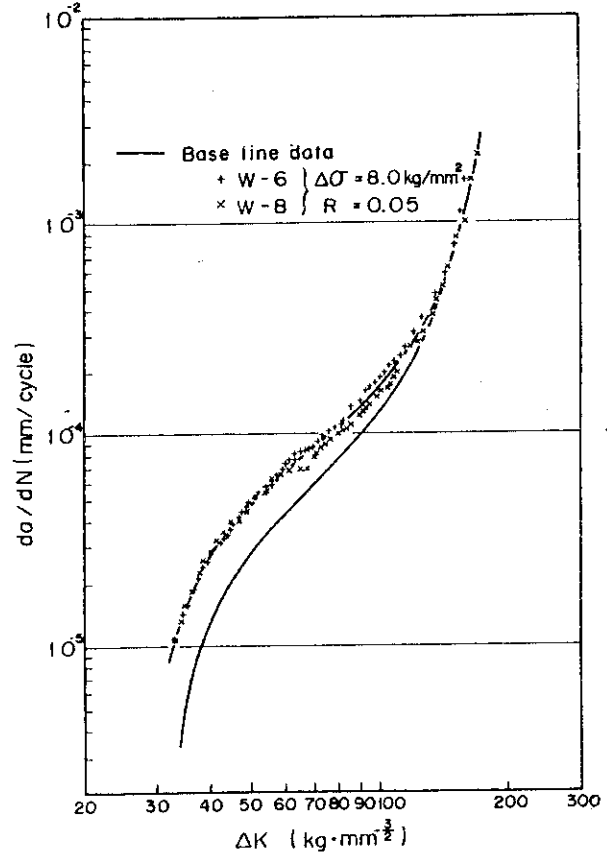


Fig. 2.7 da/dN-ΔK curve of Case 1

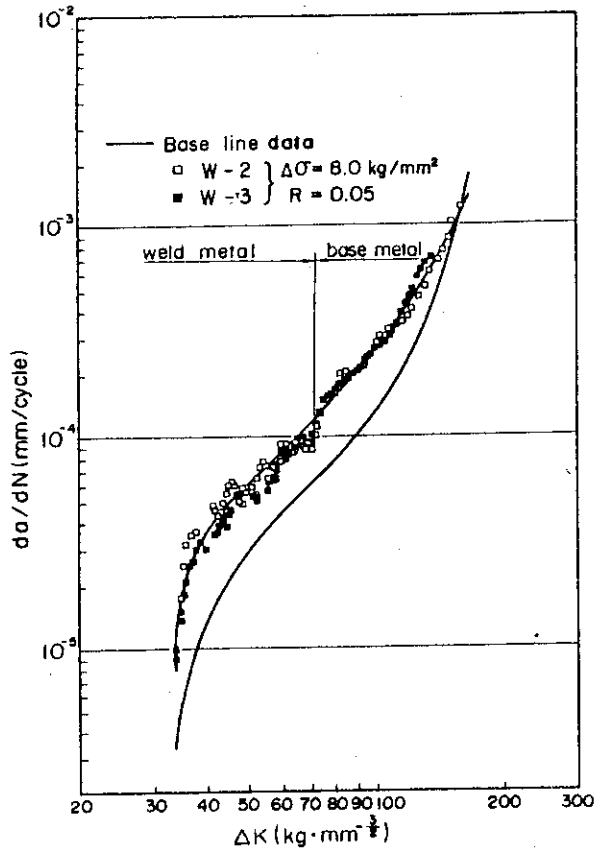


Fig. 2.8 da/dN-ΔK curve of Case 2

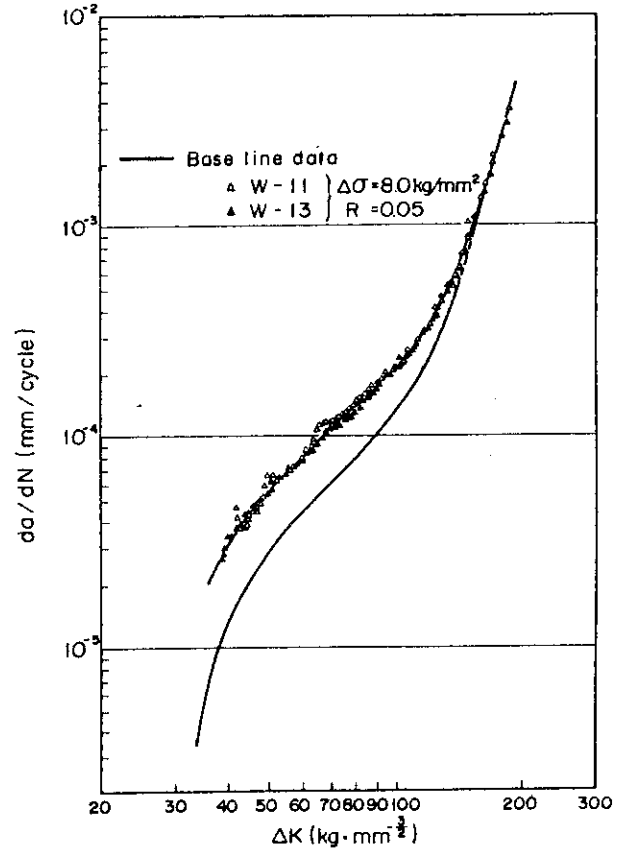


Fig. 2.9 da/dN-ΔK curve of Case 3

Fig. 2.8は、溶接金属からHAZを通して母材へとき裂が伝播する場合（ケース2）の試験結果と、母材試験片の結果とを比較したものである。ケース2におけるき裂伝播断面では、残留応力分布が最も大きくなっており、ケース1よりさらに母材との差が大きくなっている。

つぎにFig. 2.9は、き裂が熱影響部からスタートし母材へと伝播する場合（ケース3）の試験結果を示したものである。この場合も、明らかにき裂伝播速度は母材の結果に比べ高く、ケース2について高い伝播速度を示している。

母材試験片およびケース1、ケース2、ケース3の試験結果を比較するため、1枚のグラフで示したのがFig. 2.10である。

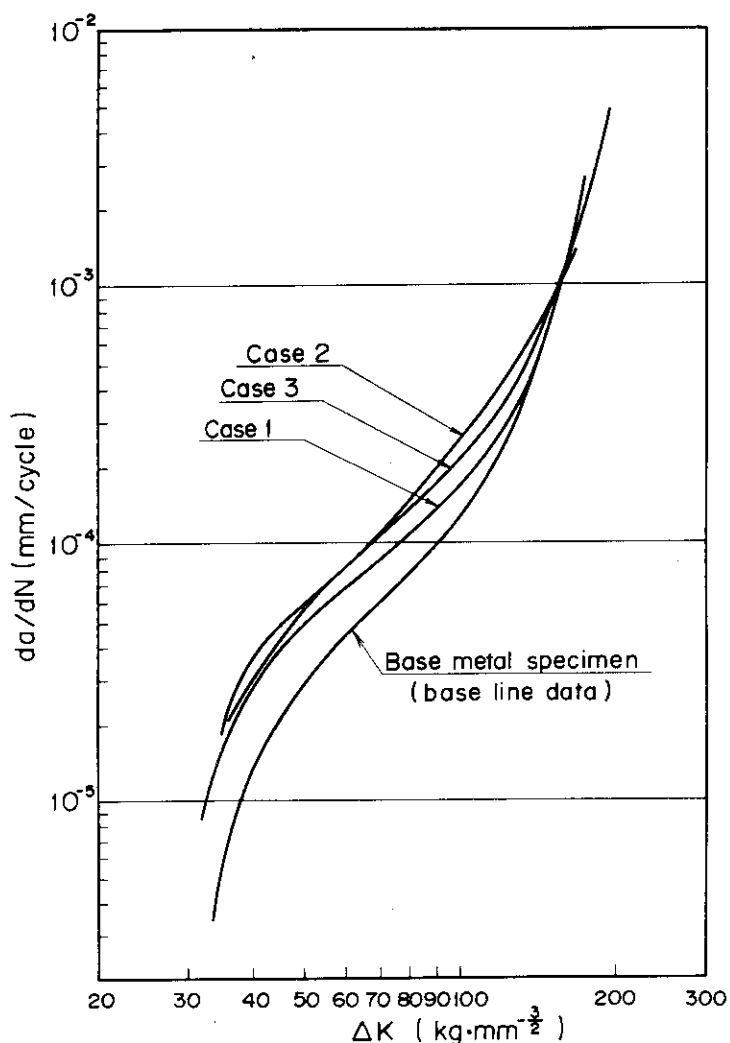


Fig.2.10 Summary of da/dN-ΔK curves

同図から分かるように、一般にケース1、ケース3、ケース2の順で伝播速度が高くなっており、さらに、母材試験片の伝播速度は最低となっている。すでに述べた通り、ケース1、ケース2、ケース3とも溶接残留応力の影響により伝播速度が高くなっている。

溶接試験片のき裂伝播断面における残留応力は、ケース1、ケース3、ケース2の順に高くなるので、き裂伝播速度も大略この順に高くなると思われる。

しかし、ケース2およびケース3を比較すると、き裂が試験片のHAZへと伝播した時点、す

なわち $\Delta K = 90 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-3/2}$ 以上では、明らかにケース 2 の方が伝播速度が高いが、ケース 2 における溶接金属中の伝播時では、き裂伝播速度は同等か、ケース 3 の方が高くなっている範囲も生じており、これは後に述べるように、溶接金属中でのき裂伝播特性に基因して生ずると考えられる。

2.3 残留応力場における疲労き裂伝播挙動の予測

2.3.1 き裂伝播予測方法

残留応力場を疲労き裂が伝播する場合、き裂伝播におよぼす残留応力の影響は、平均応力と同様の効果であると考えられる。しかし、き裂伝播による残留応力の再分布により残留応力分布が変化し、また繰返し荷重との重畳によっても残留応力が緩和し、残留応力分布が変化するので、⁵⁵⁾ これらの効果も含めて平均応力の効果としてき裂伝播予測に反映させなければならない。

そこで、ここでは単軸応力の仮定に基づく弾塑性解析に基づいて得られる K_{res} を用いることにより、残留応力場における疲労き裂伝播予測法を、中央き裂試験片の場合について提案する。

残留応力場を繰返し荷重によって、疲労き裂が伝播する場合を考える。解析する対象は、y 軸に対称で、中央で引張の残留応力分布を持つ中央き裂試験片とする。この場合、試験片に負荷される荷重は、繰返し荷重およびき裂伝播にともなう残留応力の再分布による荷重である。

そこで、き裂が a の寸法から微小量 Δa 伝播する場合のこれらの荷重の影響を、Fig. 2.11 に示すようにつぎの 3 ステップに分けて解析する。

(1) 繰返し荷重の負荷および除荷による残留応力の緩和の解析 (ステップ 1)

繰返し荷重 (単位厚さ当り) は $0 \rightleftharpoons P_{max}$ とする。

Fig. 2.11 に示すようにき裂寸法が a に達したときの残留応力分布を $\sigma_{res}(x)$ とし、応力-歪関係は次節に示す Fig. 2.12 と同様の負荷および除荷の径路をたどるものとする。

試験片に徐々に応力を負荷していく場合、き裂断面での変形を一様と仮定すると、微小量の荷重増分 ΔP と、それに対応する歪増分 $\Delta \epsilon$ との関係はつぎの通りである。

$$\Delta \epsilon = \frac{1}{2} \Delta P / \int_a^b E'(x) dx \quad (2.1)$$

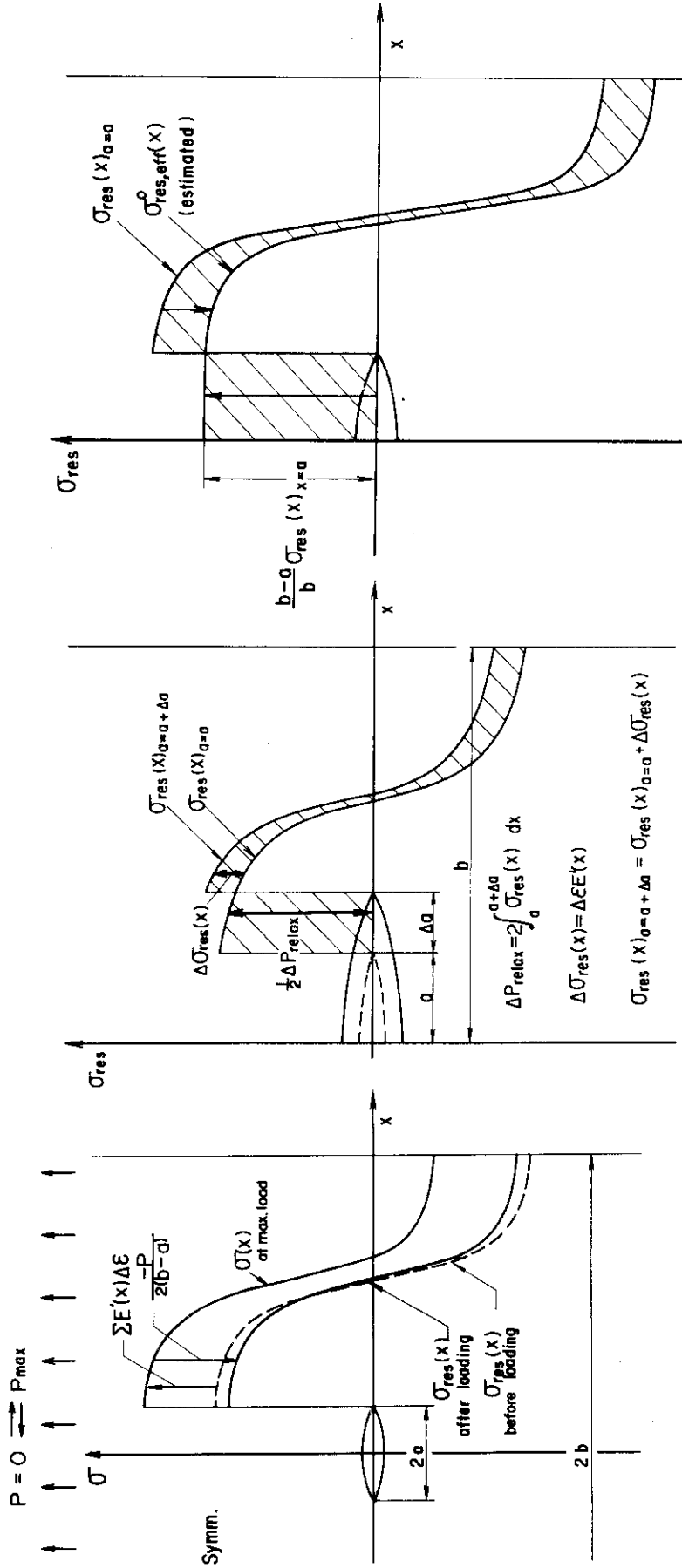
(2.1) 式において、 $E'(x)$ はき裂断面 ($y = 0$) の x の位置における応力-歪線図の接線係数であり、その位置において弾性挙動の場合は $E' = E$ (弾性係数) である。また、 $\int_a^b E'(x) dx$ はき裂断面の剛性を示している。

このとき、き裂断面の応力増分 $\Delta \sigma(x)$ はつぎのようになる。

$$\Delta \sigma(x) = E'(x) \Delta \epsilon \quad (2.2)$$

従って、 ΔP の荷重負荷によって $P = P + \Delta P$ となったときのき裂断面の応力分布はつぎのように変化する。

$$\sigma(x)_{P=P+\Delta P} = E'(x) \Delta \epsilon + \sigma(x)_{P=P} \quad (2.3)$$



Relaxation of residual stress due to local yield loading and unloading (Step 1)

Residual stress distribution following the crack extension Δa (Step 2)

Estimation of the effective initial residual stress distribution from the residual stress distribution at crack size a (Step 3)

Fig.2.11 Evaluation procedure of redistribution of residual stress caused by cyclic loading and crack growth

このようにして、荷重を微小量ずつ増加させ $P = P_{\max}$ に達すると、最大繰返し荷重位置でのき裂断面の応力分布が求められる。

つぎに、繰返し荷重の最大荷重位置から除荷する場合は一様に弾性変形すると考える。すなわち、ゼロ荷重まで下げた場合の残留応力分布は、上記から得られた最大点の応力分布 $\sigma(x)_{P=P_{\max}}$ から $\frac{1}{2} P_{\max} / (b - a)$ を引けばよい。

$$\sigma_{\text{res}}(x) = \sigma(x)_{P=P_{\max}} - \frac{1}{2} P_{\max} / (b - a) \quad (2.4)$$

以上により、繰返し荷重の負荷による塑性変形から生ずる残留応力の緩和を概算することができる。

(2) Δa のき裂伝播による残留応力の再分布計算 (ステップ2)

(1)によって求められた残留応力分布 $\sigma_{\text{res}}(x)$ 中をき裂が Δa だけ伝播するとき、き裂が伝播した部分では残留応力が解放される。この解放された残留応力は残りの断面に再分配され、新たな残留応力分布が生ずる。

Fig. 2.11 に示すように、 Δa のき裂伝播によって解放される単位厚さ当りの荷重 ΔP_{relax} は、

$$\Delta P_{\text{relax}} = 2 \int_a^{a+\Delta a} \sigma_{\text{res}}(x) dx \quad (2.5)$$

上式の荷重が残りの断面にステップ1と同様にして分配されるとすると、新たに生ずる残留応力分布はつぎの通りである。

$$\begin{aligned} \sigma_{\text{res}}(x)_{a=a+\Delta a} &= 0, \quad 0 \leq x < a + \Delta a \\ &= \sigma_{\text{res}}(x)_{a=a} + \Delta \varepsilon E'(x), \quad x \geq a + \Delta a \end{aligned} \quad (2.6)$$

ただし、

$$\Delta \varepsilon = \frac{1}{2} \Delta P_{\text{relax}} / \int_{a+\Delta a}^b E'(x) dx \quad (2.7)$$

(3) K_{res} に基づくき裂伝播挙動の予測 (ステップ3)

K_{res} を評価するための有効な初期残留応力分布を $\sigma_{\text{res, eff}}^0(x)$ とする。すなわち、この残留応力場に寸法 a のき裂が成長し、弾性的に残留応力が再分布して生ずる K_{res} を有効残留応力拡大係数と仮定する。この K_{res} は、次式から求めることができる。⁹⁴⁾

$$K_{\text{res}} = 2 \sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_{x=0}^{x=a} \frac{\sigma_{\text{res, eff}}^0(x) dx}{\sqrt{a^2 - x^2}} \quad (2.8)$$

ステップ1およびステップ2によって求められるき裂寸法 a における残留応力分布 $\sigma_{\text{res}}(x)$ から、 $\sigma_{\text{res, eff}}^0(x)$ を推定すれば K_{res} を計算することができる。そこで、 $\sigma_{\text{res, eff}}^0(x)$ は $0 \leq x \leq a$ では一様の分布とし、寸法 a のき裂成長により残留応力が弾性的に再分布し、新たに $\sigma_{\text{res}}(x)$ の残留応力分布が生ずると仮定する。

また、この再分布の仕方は、ステップ2と同様であるとする。この仮定により、 $\sigma_{res,eff}^0(x)$ はステップ2の逆の計算により求めることができる。すなわち、 $\sigma_{res,eff}^0(x)$ は次式となる。

$$\begin{aligned} \sigma_{res,eff}^0(x) &= \frac{b-a}{b} \sigma_{res}(x)_{x=a}, \quad 0 \leq x \leq a \\ &= \sigma_{res}(x) - \frac{a}{b} \sigma_{res}(x)_{x=a}, \quad x \geq a \end{aligned} \quad (2.9)$$

このようにして、ある残留応力分布 $\sigma_{res,eff}^0(x)$ がき裂伝播により弾性的に再分布し、 $\sigma_{res}(x)$ の残留応力分布になる場合の $\sigma_{res,eff}^0(x)$ を推定することができる。

さらに、この $\sigma_{res,eff}^0(x)$ の残留応力分布を使用し (2.8) 式の積分を行うと、次式の K_{res} が得られる。

$$K_{res} = \frac{b-a}{b} \sigma_{res}(x)_{x=a} \sqrt{\pi a} \quad (2.10)$$

残留応力中をき裂が伝播する場合、最小および最大応力拡大係数は K_{res} が加算されるので、つぎのようになる。

$$K_{min} = \frac{R}{1-R} \Delta K + K_{res} \quad (2.11)$$

$$K_{max} = \frac{1}{1-R} \Delta K + K_{res} \quad (2.12)$$

(2.11) 式および (2.12) 式から、残留応力がある場合の応力比 (応力拡大係数比) を求めることができる。

この応力比を R_{res} とすると、残留応力がある場合の伝播速度は、一般につぎのようになる。

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K, R_{res}) \quad (2.13)$$

き裂伝播速度におよぼす応力比の影響については、各種の式が提案されているが、Elber の Crack closure の測定結果に基づく方法²¹⁾をここでは採用する。すなわち、

$$\Delta K_{eff} = (0.5 + 0.4R_{res}) \Delta K \quad (2.14)$$

(2.14) 式を使えば (2.13) 式はつぎのようになる。

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K_{eff}) \quad (2.15)$$

(2.15) 式より残留応力がない場合の $da/dN - \Delta K_{eff}$ 曲線を求めておき、この関係から残留応力がある場合のき裂伝播速度を予測することができる。さらに、き裂伝播速度の式からき裂伝播曲線 ($a - N$ 曲線) を求めることができる。

$$N = \int_{a_{\min}}^{a_{\max}} \frac{da}{f(\Delta K_{\text{eff}})} \quad (2.16)$$

以上のようにして、材料のき裂伝播特性と試験片の残留応力分布を与えることにより、残留応力中を疲労き裂が伝播する場合について、(2.15)式および(2.16)式により伝播挙動を推定できる。

2.3.2 繰返し荷重およびき裂伝播による残留応力の緩和・再分布挙動の検討

残留応力場を疲労き裂が伝播する場合、繰返し荷重による緩和やき裂伝播にともなう再分布が生じることは、すでに述べた通りである。この挙動を調べるため、つぎの2つの実験を行った。

- (1) 疲労き裂伝播試験(W-2試験片)における繰返し荷重による残留応力緩和測定
- (2) 模擬き裂(放電加工)伝播実験による残留応力再分布測定

以下、(1)(2)の実験結果について検討する。

(1)の実験では、Table 2.4に示したW-2試験片の疲労試験において、き裂伝播断面から5mm長手方向へ離れた線上($y = 5 \text{ mm}$)に歪ゲージを貼付しておき、初期欠陥導入後およびその後の繰返し荷重による歪変化を測定した。この歪測定値をもとに測定位置での残留応力の変化を求めた。

(2)の実験では、板厚0.5mmの電極を使用し、W-1溶接試験片を用いて放電加工による人工欠陥(貫通スリット)を順次拡大していき、(1)と同様にして残留応力の変化を調べた。

残留応力の変化の求め方をFig.2.12に示す。すにわち、残留応力は単軸応力と仮定し、負荷過

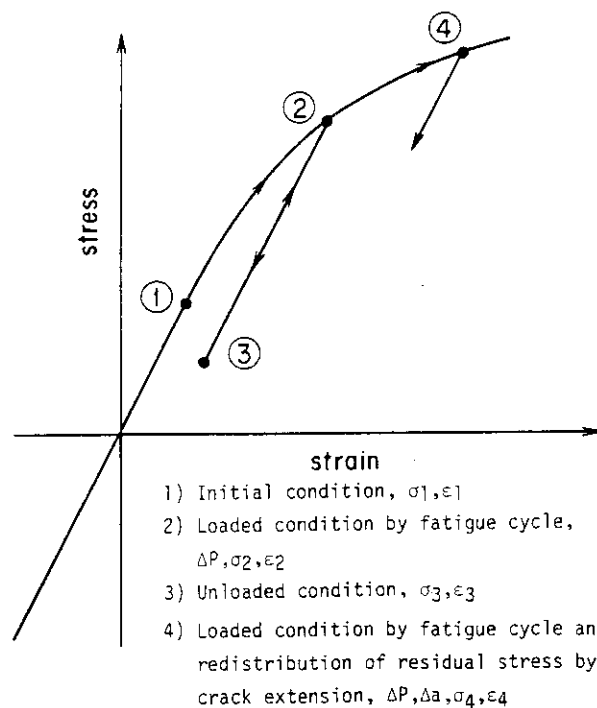


Fig.2.12 Determination method of residual stress change due to cyclic loading and crack extension based on strain gage measurement

程では、応力-歪線図に従い、除荷過程では、弾性的な挙動を示すと仮定し、すでに得られている残留応力分布と歪履歴の測定結果から残留応力の挙動を求めた。

Fig. 2.13 は、実験(1) から得られた残留応力分布を図中に示す 4 状態について比較したものである。同図からき裂が伝播 ($a = 5 \text{ mm}$) すると、この部分では残留応力が解放され、一方残りの断面では若干残留応力値が高くなっていることが分かる。さらに、この状態から 1 サイクルの荷重負荷により、残留応力の高い部分では大幅に残留応力が緩和していることが分かる。その後、2000 サイクルの荷重負荷による緩和は小さく、Trufiakov⁵⁵⁾ らが行った実験結果と同様の傾向を示すことが分かる。

実験(2)から得られた、き裂伝播にともなう残留応力分布の変化を示したのが **Fig. 2.14** である。実験(2)では繰返し荷重が負荷されないで、き裂伝播のみによる残留応力の再分布が求められることになる。同図から分かるように、き裂がすでに伝播した後方では、残留応力が解放され、一方、引張残留応力はき裂前方へと次第に再分布されている。また、き裂伝播により解放された残留応力がき裂前方へと負荷される結果、初期残留応力が負であった位置においても、次第に正の残留応力へと転じており、き裂先端付近では常に正の残留応力となっていることが、Fig. 2.14 から確認される。

前節では、荷重負荷およびき裂伝播による残留応力の再分布の簡易解析法を述べたが、実験(1) および実験(2)から得られた残留応力分布と解析結果との比較を Fig. 2.15 および Fig. 2.16 に示す。

Fig. 2.15 は、初期欠陥 $a_0 = 5 \text{ mm}$ における荷重負荷前および第 1 サイクルの荷重負荷後の残留応力分布について比較しているが、大略計算値と実験値は一致している。

Fig. 2.16 は、実験(2)においてき裂(放電スリット)を $a = 0 \rightarrow 10 \text{ mm}$, $a = 10 \rightarrow 20 \text{ mm}$, および $a = 20 \rightarrow 30 \text{ mm}$ と伝播させた場合の、残留応力分布と解析結果を比較したものである。この場合も $a = 20 \text{ mm}$ 付近まで、計算値は、実験値に大略一致した残留応力分布を与えているが、 $a = 30 \text{ mm}$ になると、実験値からのずれが若干大きくなる。本解析法では、き裂伝播断面での一様変形を仮定して再分布計算を行うので、同図から分かるように、き裂先端部への再分布は若干小さめに評価され、き裂から離れた位置への再分布は逆の評価となるようである。そのための誤差が次第に累積されるので、 $a = 30 \text{ mm}$ になると実験値とのずれが大きくなるようである。

この誤差はき裂先端部での歪集中を適切に考慮することにより小さくできると思われるが、Fig. 2.15 および Fig. 2.16 から判断して、 $a = 30 \text{ mm}$ 程度まではほぼ妥当な再分布の評価ができていと判断される。

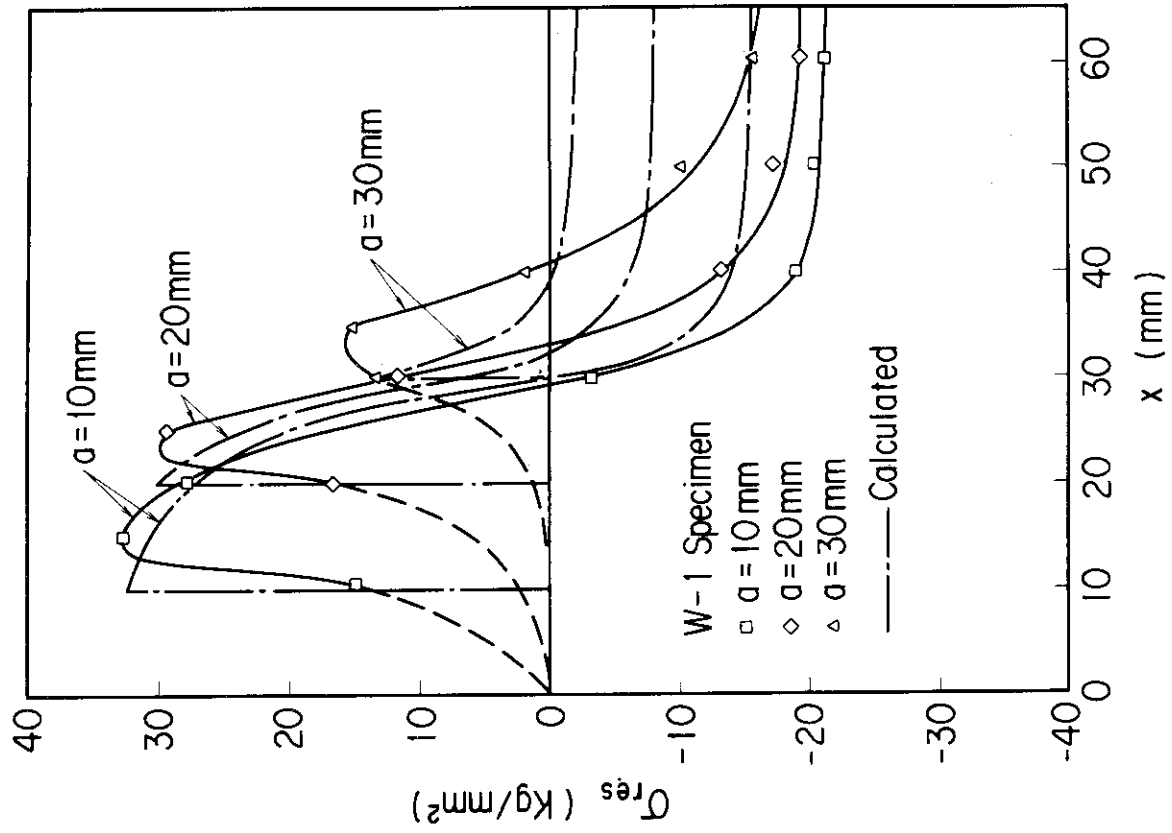


Fig.2.16 Redistribution of residual stress distribution by crack extension

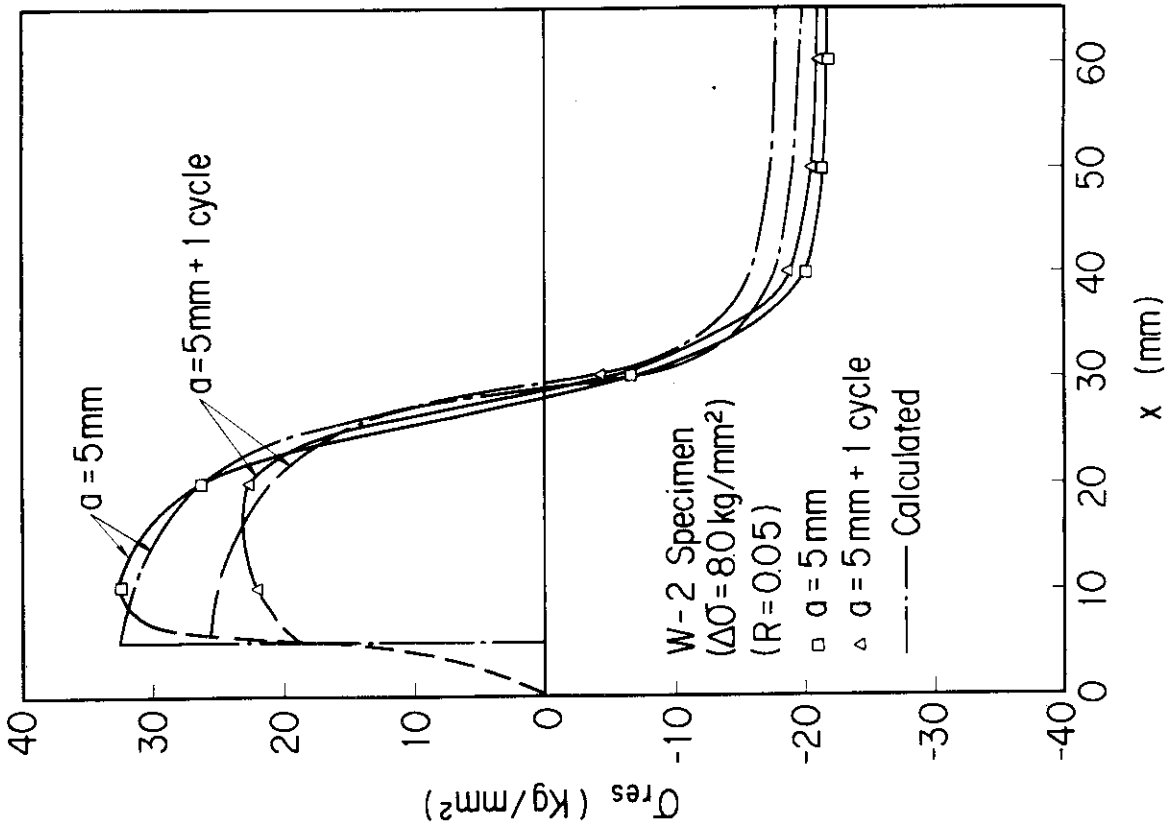


Fig.2.15 Relaxation of residual stress distribution by loading and unloading

2.4 き裂伝播挙動の予測結果と試験結果の比較

ここでは、試験から得られたき裂伝播挙動と、き裂伝播予測結果とを比較する。

予測に必要な材料の $da/dN - \Delta K_{eff}$ 曲線は、母材試験片のき裂伝播試験により求めた。この曲線を Fig. 2.17 に示す。同図は $\Delta\sigma = 10.0 \text{ kg/mm}^2$ および $\Delta\sigma = 8.0 \text{ kg/mm}^2$ の試験から得た

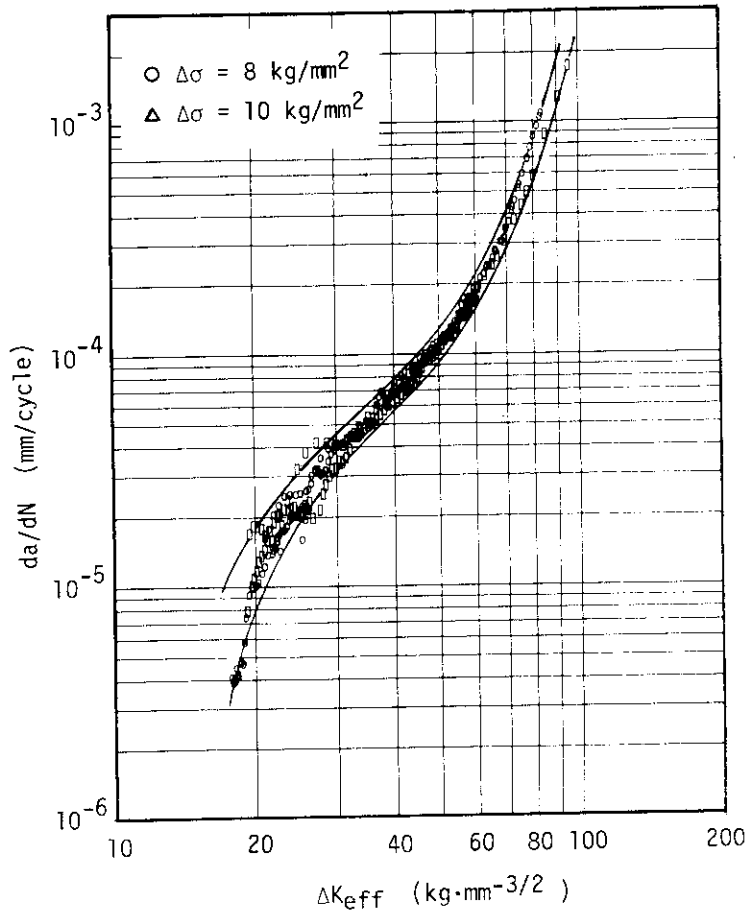


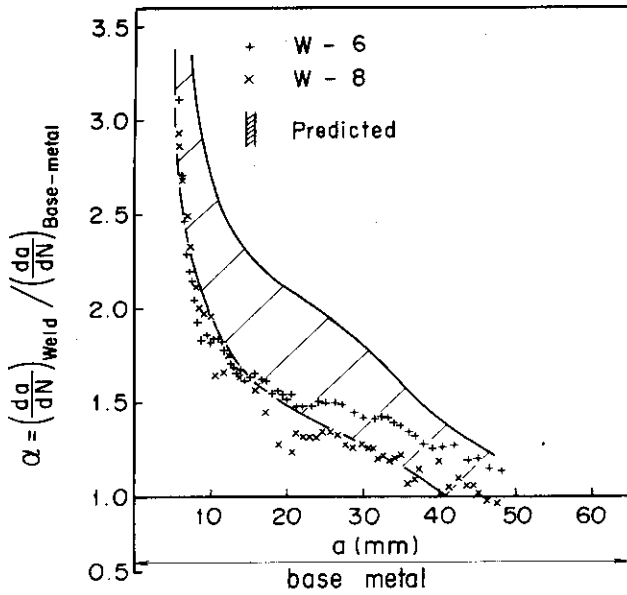
Fig.2.17 $da/dN - \Delta K_{eff}$ curve of base plate specimen

ものである。予測は同図に示す上下限曲線を用い、上下限のバンドで行った。また予測において使用した母材、溶接金属、HAZの応力-歪線図は、前記の溶接部周辺の引張試験結果から得たものである。

き裂伝播予測は、前節で述べた方法により数値解析プログラムを作成して実施した。

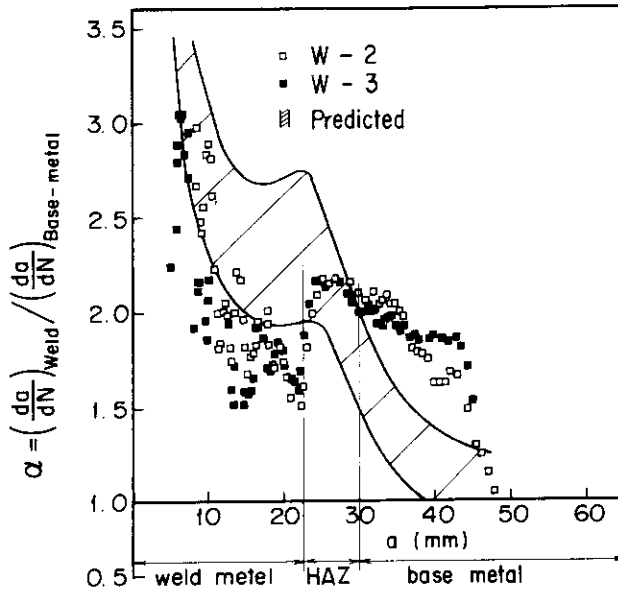
Fig. 2.18 ~ Fig. 2.20 は、各ケースについて母材試験片と溶接試験片のき裂伝播速度からき裂伝播速度比 α を求めて得られた $\alpha - a$ 曲線 ($\alpha = (da/dN)_w / (da/dN)_B$) について予測結果と比較したものである。

Fig. 2.18 に示すケース1の場合、試験から得られた α 値は、き裂寸法が大きくなるに従って $\alpha = 3$ 付近から減少し、 $a = 45 \sim 50 \text{ mm}$ 付近で $\alpha = 1.0$ となり、残留応力の影響が無くなっている。同図から分かるように、試験結果から求めた α 値は、ほぼ予測値の下限に一致している。



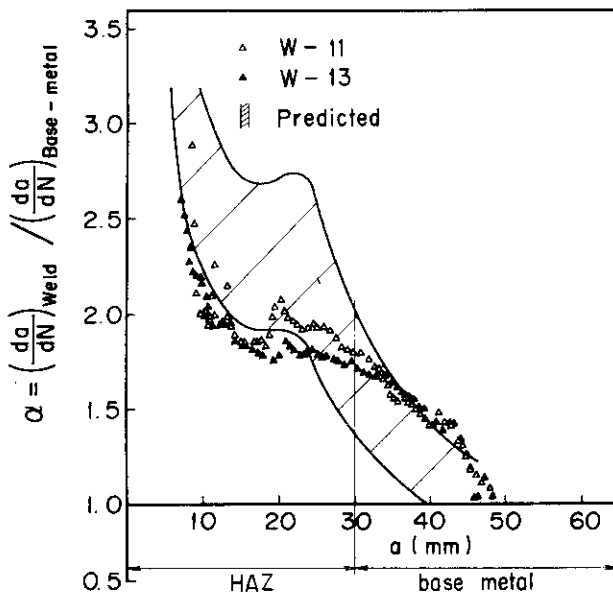
Comparison between predicted band and test results for α -a curve of Case 1

Fig.2.18



Comparison between predicted band and test results for α -a curve of Case 2

Fig.2.19



Comparison between predicted band and test results for α -a curve of Case 3

Fig.2.20

ケース 2 (Fig. 2. 19) の場合は, ケース 1 に比べて実験値および予測値とも全体的に α 値が大きく, これはケース 2 のき裂伝播断面における残留応力分布が最も大きいことによるものである。Fig. 2. 19 において, 試験から求めた α 値は, き裂が溶接金属から HAZ へと伝播する付近で急激に大きくなり, その後漸減するという特徴的な挙動が生じている。この挙動は, 後に述べるように, おもに溶接金属における伝播速度の材質依存性によると思われる。

ケース 3 (Fig. 2. 20) の場合は, 実験値の傾向はケース 1 と同様であるが, 残留応力がケース 1 より大きいので, そのため α 値は, 全体的に大きくなっている。

前節での再分布計算結果から判断して, K_{res} の推定値は $a = 20 \sim 30$ mm 程度までは良好と思われるが, それ以上のき裂寸法に対しては K_{res} の推定値の誤差が大きくなり, α 値の予測誤差も大きくなると思われる。この誤差は, 残留応力分布が大きいほど大きくなり, そのため, Fig. 2. 19 および Fig. 2. 20 において $a > 30$ mm の領域で予測値と推定値との差が大きくなっていると思われる。

Fig. 2.21 は, Fig. 2. 19 に示したケース 2 の特徴的な伝播挙動を検討するため, 各ケースの α - a 曲線を, 1 枚の図で示したものである。同図において, 実線は各ケースの試験結果を 1 本の

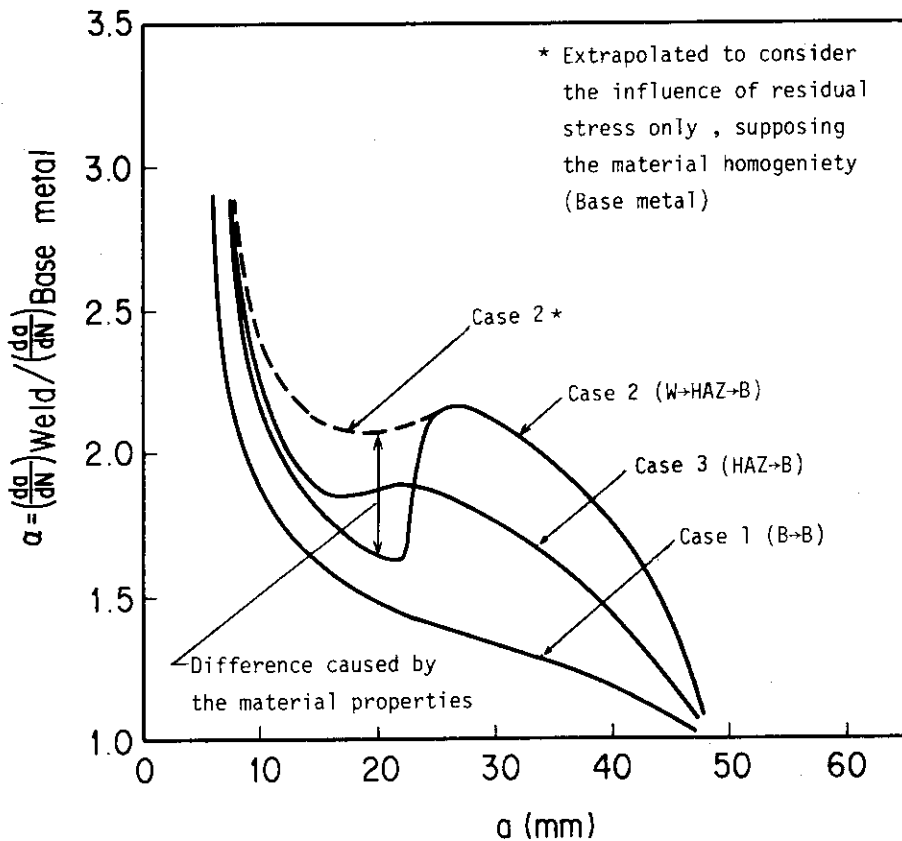


Fig.2.21 Summary of α - a curves and examination of the crack growth behavior in Case 2

曲線で描いたものである。a > 25 mm の領域では、ケース 1、ケース 3、ケース 2 の順に α 値が大きくなり、残留応力の大きさの順序と良く一致している。一方、a < 20 mm の領域では、ケース 1 とケース 3 については a > 25 mm の場合と同様の傾向であるが、ケース 2 のみが小さな d 値を示している。Fig.2.21 における破線は、ケース 2 について a > 25 mm における傾向を、a < 25 mm の領域まで延長して描いたものである。き裂伝播速度には残留応力のみが影響すると仮定すれば、ケース 2 における α 値は破線のようにならなければならない。従って、ケース 2 における α 値の特徴的な挙動は、溶接金属では材質的に伝播速度が母材および HAZ より低いため、おもにこのことに起因して生ずると推定される。なお、ケース 3 については、ケース 1 と全く同じ傾向であり、 α 値の差はおもに残留応力分布の違いから生じていると考えられるので、HAZ 部においては材質の影響は小さいと推定される。

一般に、巨視き裂の伝播におよぼす微視組織の影響は小さいとされているが、⁹⁵⁾本研究の結果では、上記のように、母材および HAZ に比べ溶接金属において、材質の影響により伝播速度が若干低くなると推定される。

つぎに、き裂伝播曲線について予測結果と試験結果とを比較したのが Fig. 2.22 ~ Fig. 2.24 である。各ケースの試験結果は、予測値上限の伝播寿命とほぼ一致しており、やや安全側の伝播寿命が本予測から得られている。Fig.2.22 ~ Fig.2.24 において、伝播寿命の大半は、a = 20 mm までの伝播によって占められるので、a > 30 mm の領域における伝播速度推定値の誤差は、伝播寿命全体にはあまり影響しない。

き裂伝播寿命の予測に用いた $da/dN - \Delta K$ 曲線は、母材試験片の試験結果から求めており、溶接金属および HAZ での予測には材質の影響は無視されているが、伝播寿命の推定に対してはそれほど問題はないと考える。

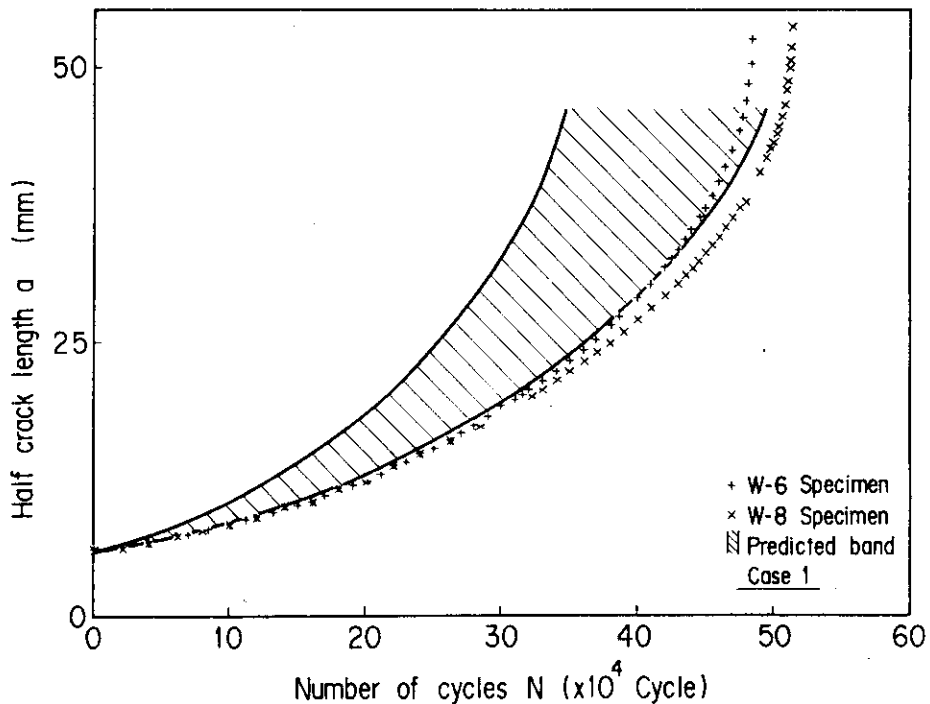


Fig.2.22 Comparison between predicted band and test results for the crack growth curve of Case 1

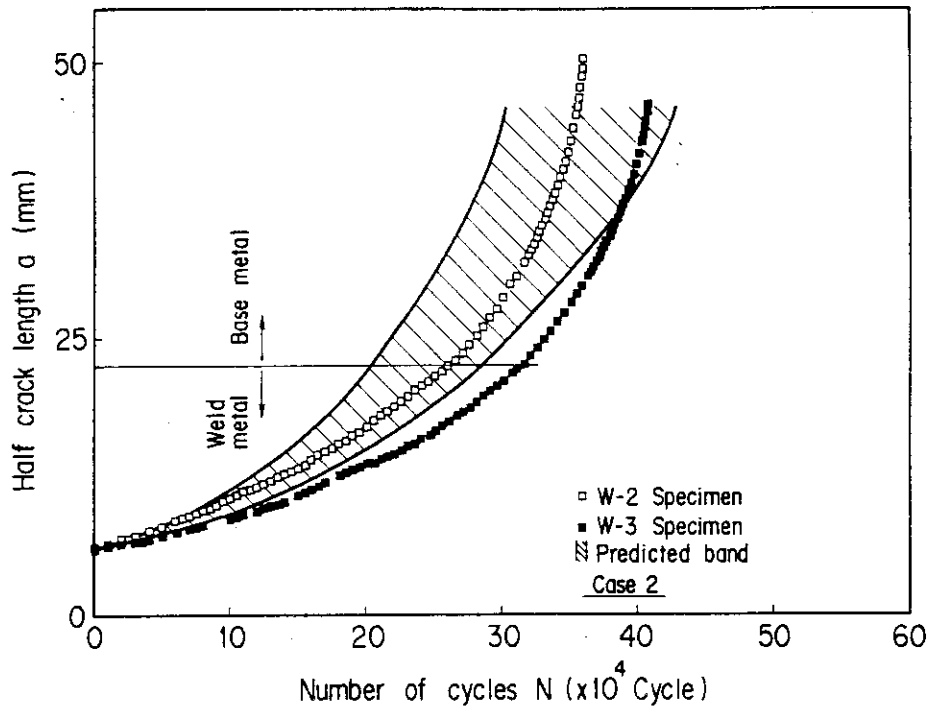


Fig.2.23 Comparison between predicted band and test results for the crack growth curve of Case 2

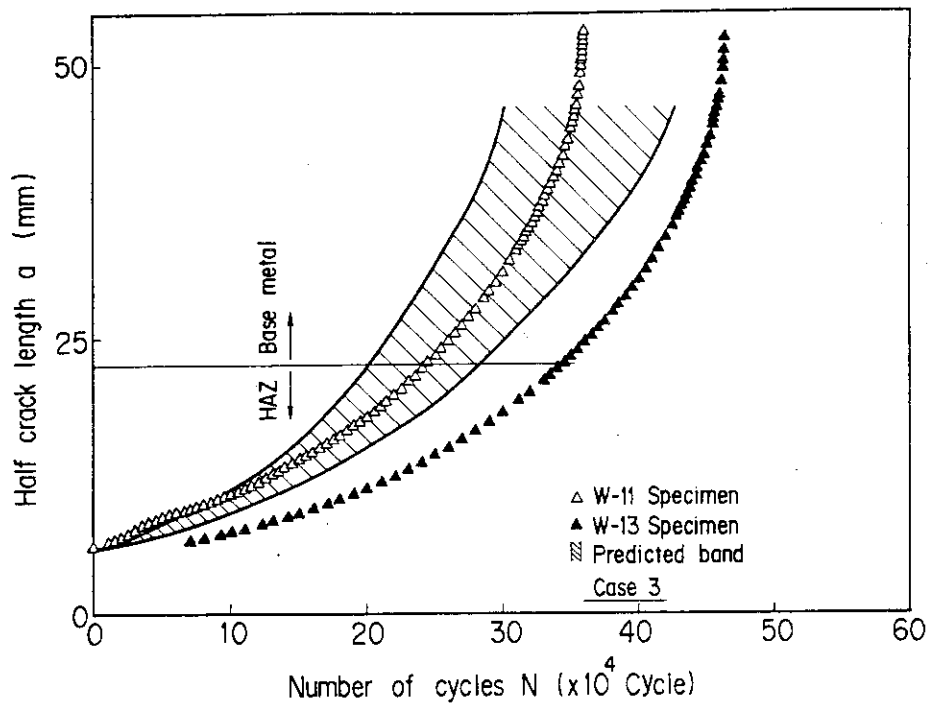


Fig.2.24 Comparison between predicted band and test results for the crack growth curve of Case 3

2.5 残留応力場における表面き裂の伝播評価について

溶接残留応力が疲労き裂伝播に影響をおよぼすことは、本研究での試験結果から明らかであり、構造機器溶接部における疲労き裂伝播評価にあたって、溶接残留応力の影響を考慮しなければならない。この場合、評価の対象となる欠陥形状はほとんどが表面欠陥である。そこで、ここでは、2.3節において述べた予測法を拡張し、残留応力場における表面き裂の伝播評価法について提案する。

Fig. 2.25にこの評価法の概要を示す。評価手順はつぎの通りである。

- (1) 解析対象の表面欠陥を深さ a の半楕円き裂付無限板にモデル化し、さらに断面の応力を $\Delta\sigma_m$ と $\Delta\sigma_b$ に分解する。
- (2) 断面に生じている初期残留応力分布 $\sigma_{res}^0(x)$ を求める。この残留応力分布は、板幅方向 (y 方向) については一様と仮定する。また、残留応力分布が不明の場合は、 $0 \leq x \leq b/2$ において $\sigma_{res}^0(x) = \sigma_{YS}$ 、 $b/2 < x \leq b$ において $\sigma_{res}^0(x) = -\sigma_{YS}$ と仮定する。
- (3) 繰返し荷重およびき裂伝播による残留応力の再分布はつぎの仮定により求める。すなわち、き裂を深さ a の長いき裂と仮定し、 $(b-a)$ の断面に残留応力が再分布すると考える。この仮定により、問題は片側き裂問題と同一となる。
- (4) (2.1) 式～(2.7) 式と同一手順により、き裂深さが a に達したときの残留応力分布 $\sigma_{res}(x)$ を求めることができる。ただし、(2.1) 式における $\Delta\epsilon$ は、 ΔP および ΔM が負荷されることを考慮し、板厚方向に直線分布する次式を用いる。

$$\Delta\epsilon(x) = \frac{(\Delta\epsilon_b - \Delta\epsilon_a)x + \Delta\epsilon_a \cdot b - \Delta\epsilon_b \cdot a}{b - a} \quad (2.17)$$

ここで、 $\Delta\epsilon_a$ および $\Delta\epsilon_b$ はつぎの2式により決定する。

$$\Delta P = \frac{\Delta\epsilon_b - \Delta\epsilon_a}{b - a} I_2 + \frac{\Delta\epsilon_a \cdot b - \Delta\epsilon_b \cdot a}{b - a} I_1 \quad (2.18)$$

$$\begin{aligned} \Delta M = & -\frac{\Delta\epsilon_b - \Delta\epsilon_a}{b - a} I_3 - \frac{\frac{3}{2} \Delta\epsilon_a \cdot b - \Delta\epsilon_b \cdot a - \frac{1}{2} \Delta\epsilon_b \cdot b}{b - a} I_2 \\ & + \frac{\Delta\epsilon_a \cdot b - \Delta\epsilon_b \cdot a}{b - a} \cdot \frac{b}{2} I_1 \end{aligned} \quad (2.19)$$

ここで、

$$\begin{aligned} I_1 &= \int_a^b E' dx \\ I_2 &= \int_a^b E' x dx \\ I_3 &= \int_a^b E' x^2 dx \end{aligned}$$

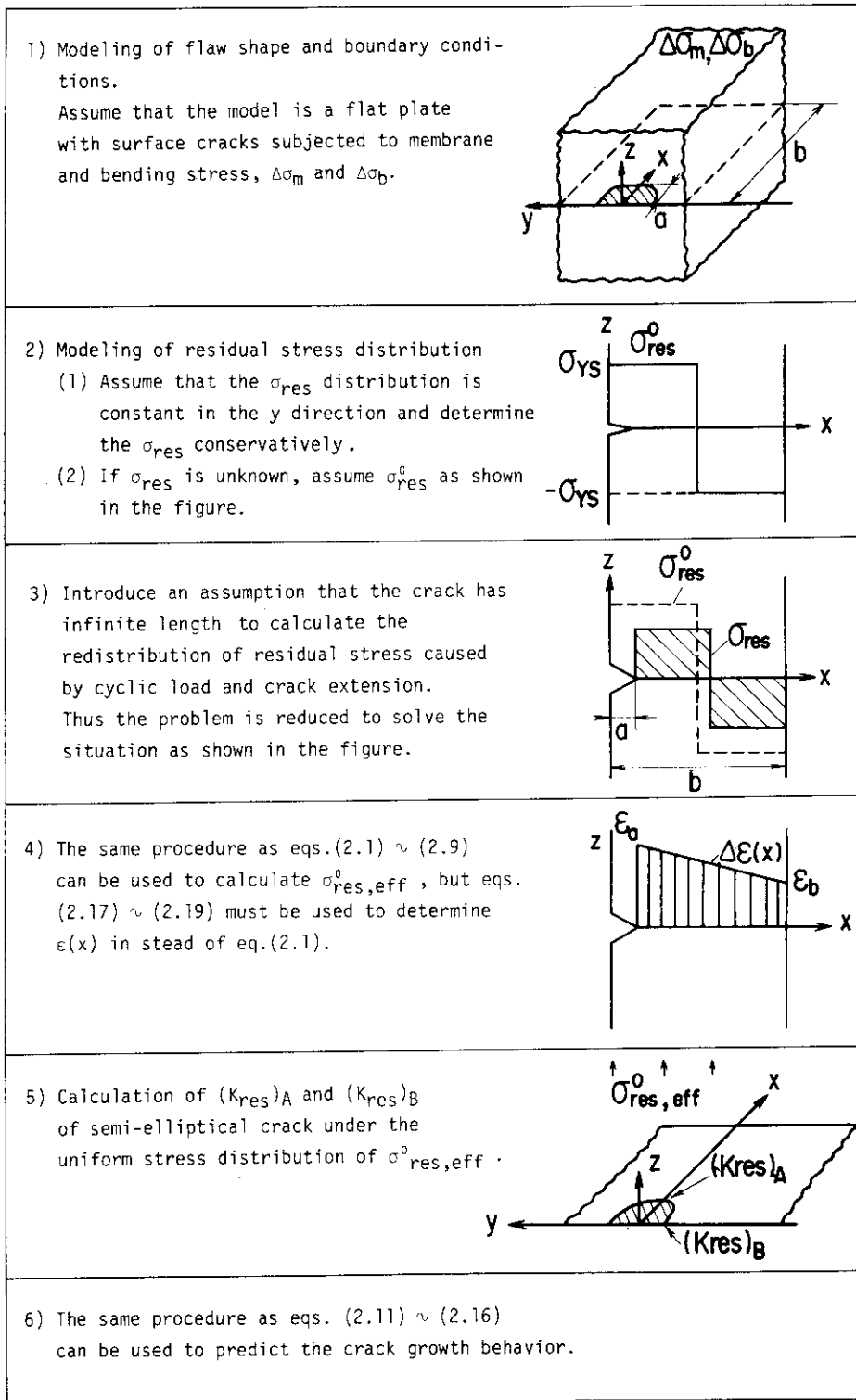


Fig.2.25 Application of the evaluation procedure on surface crack growth problem

また、 ΔP および ΔM は、最大荷重点 (P_{\max} , M_{\max}) において $\Delta \sigma_m$, $\Delta \sigma_b$ の応力が生ずるよ
うに微小量ずつ負荷していくものとする。

- (5) 以上の手順により得られた $\sigma_{\text{res}}(x)$ から、(2.9) 式を用いて $\sigma_{\text{res, eff}}^0(x)$ を求める。こ
うして得られた $\sigma_{\text{res, eff}}^0(x)$ を外部負荷応力として、解析モデル (半楕円き裂付無限板) に対す
る応力拡大係数を求めれば、解析対象のき裂に対する最深部および表面での $(K_{\text{res}})_A$ および
 $(K_{\text{res}})_B$ が得られる。

この $(K_{\text{res}})_A$ および $(K_{\text{res}})_B$ を用いることにより、表面き裂伝播における残留応力の
影響を、平均応力効果として評価が可能となる。

以上の手順中、第3ステップでは、き裂形状を深さ a の長いき裂にモデル化しているが、この
仮定により残留応力の再分布効果は保守的に評価されている。

2.6 結 言

本章では、溶接残留応力場における疲労き裂伝播挙動を明らかにし、残留応力場における定量
的な伝播簡易予測法を確立する目的で実施したいくつかの試験結果および解析結果をまとめた。

試験は、溶接により残留応力が生じている中央き裂試験片を用い、き裂が母材中を伝播する
ケース (ケース1)、溶接金属からスタートし母材に到るケース (ケース2)、および熱影響部
からスタートし母材に到るケース (ケース3) について実施し、伝播挙動を調べた。

また、繰返し荷重およびき裂伝播による残留応力の緩和および再分布挙動を、2つの試験片に
より別々に調べる実験も行った。この実験結果と本研究で述べた残留応力の緩和および再分布簡
易解析法による計算結果とを比較した。

上記簡易解析法により求めた再分布後の残留応力分布に基づき K_{res} を評価し、残留応力場
におけるき裂伝播予測を行い、解析結果と試験結果とを比較した。

さらに、残留応力場における表面き裂の伝播評価法に関する提案も行った。

これらの結果をまとめると、つぎの通りである。

- (1) 3ケースの試験とも、き裂伝播速度が母材より大幅に高く、明らかに残留応力の影響が認
められた。き裂伝播速度は、全体的に見るとケース1、ケース3、ケース2の順に高くなっ
ており、これはき裂伝播断面における残留応力の大きさの順と一致している。
- (2) き裂が溶接金属から母材へと伝播するケース2の場合、溶接金属を通過した直後にき裂伝
播速度比 α が急に高くなるという現象が生ずる。これはおもに、残留応力がない場合の溶接
金属における伝播速度が、材質の影響により低下するために生ずると推定される。
- (3) 各ケースとも、残留応力の影響が無くなるのは $a = 45 \sim 50$ mm 程度であり、試験片中央
における引張残留応力の影響は、試験片両端部の負の初期残留応力の位置にまで及んでいる。
このことは、き裂伝播によって正の残留応力が再分布し、き裂先端部では常に残留応力値が
正になることを示すものである。
- (4) 残留応力の緩和および再分布についての簡易解析結果と実験結果は、 $a = 20 \sim 30$ mm 付
近まではほぼ妥当な一致を示した。
- (5) 各ケースについて、き裂伝播挙動の予測を行い、試験結果と比較した結果、試験結果は予

測値の下限にほぼ一致する伝播挙動を示した。

- (6) 残留応力の再分布および塑性変形による残留応力の緩和等を正確に解析し、精度の高い予測を行うには、有限要素法によらねばならない。しかし、本研究の予測法は、簡易解析に基づくものではあるが、実用上は十分な精度であると考ええる。

3. 疲労き裂伝播における過大荷重の影響 およびその評価法

3.1 まえがき

過大荷重や不規則荷重が負荷される実働荷重下では、前後の異なる荷重の干渉により線型加算則が成立しなくなる。⁵⁹⁾

とくに、繰返し荷重中負荷される過大荷重は、き裂伝播遅延を引起すことが、多くの研究結果によりすでに明らかにされている。^{61)~68)}

過大荷重遅延発生機構の説明は、過大荷重によって生ずる圧縮残留応力、き裂開閉口の変化、き裂先端の塑性域寸法等と関連してなされているが、これらの諸因子の解析や実験結果を基にした予測モデルもいくつか提案されている。^{61)~68)}

遅延現象を発生させる上記の諸因子は、荷重条件や材料の性質に依存し、また各因子も相互に関連しており遅延現象発生過程での力学的条件を考える場合、過大荷重によって生ずる圧縮残留応力の挙動が最も重要であり、これを正確に把握しておく必要がある。

き裂が残留応力場を伝播する過程では、残留応力の再分布が生じ、これがき裂伝播速度に影響し、遅延が生ずると考えられるが、これまでに提案された予測法では、残留応力の再分布について十分考慮されておらず、残留応力の果す役割について明確ではない。

そこで本章では、このような残留応力の再分布挙動を含んだき裂伝播遅延予測法を提案し、また鋼管を用いたき裂伝播試験も実施して予測法の適用性を検討するとともに、他の予測法との比較や、種々のき裂伝播遅延データとの比較も行う。

さらに、提案する遅延予測法を用いて、過大荷重比と伝播寿命延伸効果の関係についても検討する。

3.2 単一過大荷重によるき裂伝播遅延試験

3.2.1 供試管材の化学成分および機械的性質

き裂伝播試験は、炭素鋼管STPA24を使用して実施した。供試管材の化学成分および機械的性質をTable 3.1に示す。Table 3.1における機械的性質は、供試管材の長手方向より採取した2本の試験片について試験した結果である。

Table 3.1 Chemical compositions and mechanical properties of test pipes (JIS STPA24)

Chemical compositions (%)							Mechanical properties*		
C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo	2% Proof stress kg/mm ²	Tensile strength kg/mm ²	Elong. %
<.15	<.50	>.30 <.60	<.030	<.030	>1.90 <2.60	>.87 <1.13			
.09	.40	.50	.023	.009	2.22	.94	31.2 33.6	52.2 53.0	27.2 27.8

* Specimen GL. = 50 mm

3.2.2 試験体の形状、寸法

試験体の形状、寸法を Fig. 3.1 に示す。試験体は、外径 139.8 mm、板厚 5.0 mm の STPA 24 鋼管から、Fig. 3.1 に示すように機械加工した。さらに試験部には、初期欠陥として貫通スリットを軸方向に放電加工し、板厚 1 mm の銅板を内張りして試験に供した。

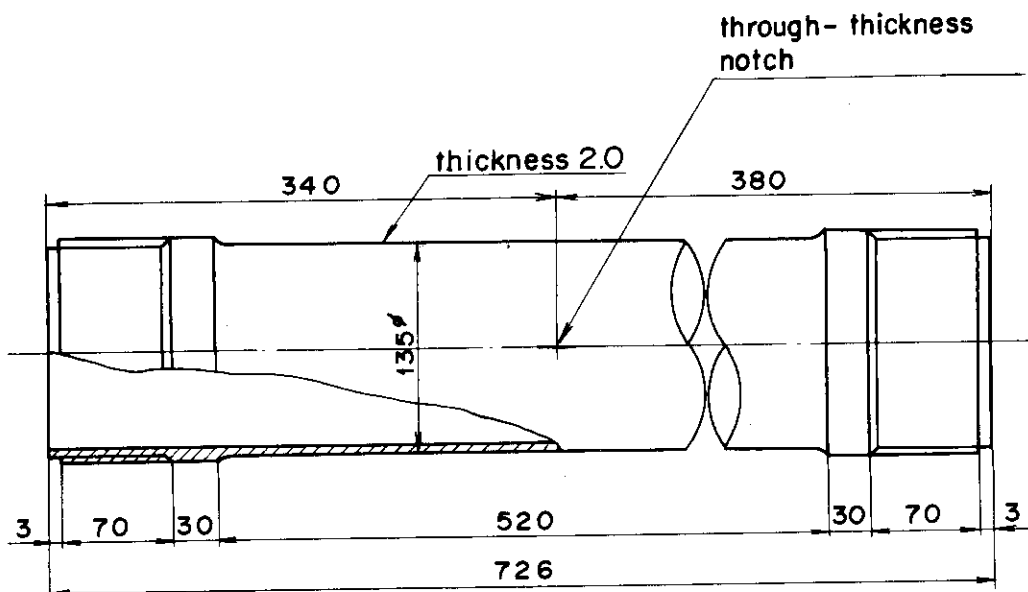


Fig.3.1 Geometry of pipe specimen

3.2.3 き裂伝播試験方法

き裂伝播試験は、閉ループ制御式内圧繰返し試験装置を使用し、室温において毎分30サイクルの繰返し速度、正弦波の内圧繰返し波形で行った。また、き裂伝播時のき裂寸法の測定には拡大鏡を使用した。

試験では、繰返し荷重中負荷される単一過大荷重によって生ずるき裂伝播遅延現象を調べることがを目的とし、合計6体の試験体について試験した。各試験体の試験条件を Table 3.2 に示す。

Table 3.2 Fatigue test conditions of pipe specimen

specimen NO.	circumferential stress kg/mm ²			half crack length a mm	stress ratio R=σ _{min} /σ _{max}	loading sequence
	σ _{min}	σ _{max}	Δσ			
NO.4	① 1.94	19.4	17.5	2.99 ~ 13.97	0.1	no-overload ①
NO.5	① 2.26	22.6	20.3	1.59 ~ 4.52	0.1	①
NO.6	① 2.26	22.6	20.3	1.62 ~ 5.54	0.1	①
NO.3	① 1.61	16.1	14.5	4.00 ~ 5.01	0.1	single overload (Case 1, σ _{OL} /Δσ=1.69) ① ② ③
	②	σ _{OL} = 24.5		5.01	—	
	③ 1.61	16.1	14.5	5.01 ~ 18.62	0.1	
NO.7	① 1.61	16.1	14.5	3.93 ~ 5.01	0.1	① ② ③
	②	σ _{OL} = 24.5		5.01	—	
	③ 1.61	16.1	14.5	5.01 ~ 12.49	0.1	
NO.1	① 1.94	19.4	17.5	3.02 ~ 7.51	0.1	single overload (Case 2, σ _{OL} /Δσ=1.47) ① ② ③
	②	σ _{OL} = 25.8		7.51	—	
	③ 1.94	19.4	17.5	7.51 ~ 15.53	0.1	

同表に示すように、繰返し荷重中に単一過大荷重が負荷される2ケースの試験および基準となるき裂伝播曲線を得るため、3体の試験体を用いて過大荷重なしの試験も行っている。なお、疲労試験における応力比は $R = 0.1$ である。

3.2.4 き裂伝播試験結果

き裂伝播速度は通常、応力拡大係数の関数として表示されるので、ここでは試験から得られたき裂伝播速度を応力拡大係数を用いて整理してみる。なお、応力拡大係数の計算には、軸方向貫通き裂を有する円筒シェルについて求められた F. Erdogan ら⁹⁶⁾の解析結果を用いた。

Fig. 3.2 は、過大荷重なしの $da/dN - \Delta K$ 曲線で、No. 4, No. 5, No. 6 試験体のデータを示したものである。

以下、過大荷重の影響について Fig. 3.2 の曲線を基準にして検討する。

Fig. 3.3 は、ケース1の過大荷重の場合で、 $\sigma_{OL} = 24.5 \text{ kg/mm}^2$, $\Delta\sigma = 14.5 \text{ kg/mm}^2$ ($\sigma_{OL}/\Delta\sigma = 1.69$) の試験結果を示したものである。また実線は過大荷重なしの場合の曲線である。

Fig. 3.3 から分かるように、 $\sigma_{OL} = 24.5 \text{ kg/mm}^2$ 負荷後、き裂伝播速度が徐々に低下し、 $\Delta K = 90 \text{ kg}\cdot\text{mm}^{-3/2}$ ($a = 6.5 \text{ mm}$) の位置で最小となる。さらにその後、伝播速度回復過程に入り、最後は過大荷重なしの曲線にまで回復する。ケース1の場合、遅延領域は $a = 5.0 \sim 10.0 \text{ mm}$ 程度の範囲であり、過大荷重負荷時のき裂寸法の約2倍まで遅延現象が生じている。また Fig. 3.3 の場合、過大荷重直後にき裂伝播速度は、若干上昇の傾向を示し、加速が生じているのが特徴的である。

Fig. 3.4 はケース2の場合であるが、 $\sigma_{OL} = 25.8 \text{ kg/mm}^2$, $\Delta\sigma = 17.5 \text{ kg/mm}^2$ ($\sigma_{OL}/\Delta\sigma = 1.47$) と条件が若干異なっている。Fig. 3.4 の場合は、ケース1に比較して、遅延現象はそれほど顕著でないが、過大荷重後しばらくの間き裂伝播速度はほぼ一定値を保ち、その後回復している。しかし実線の過大荷重なしに比較すれば、ケース2においても明らかに遅延現象が生じている。

3.3 き裂伝播遅延の予測方法

き裂を有する弾塑性体に荷重が負荷されていくとき、き裂先端近傍では、引張降伏が生じ、ある大きさの塑性変形領域が生じる。つぎにこの荷重を除荷する場合、き裂先端では、圧縮側の再降伏が生じ、その結果き裂先端部には圧縮残留応力が発生することになる。

このような、負荷状態および除荷状態における応力分布を模式的に示すと **Fig. 3.5** のようになる。⁹⁷⁾ き裂のある部材に繰返し荷重が負荷される場合は、Fig. 3.5 における負荷状態および除荷状態の応力分布がき裂先端で繰返される。

ここでは以下、き裂先端部の圧縮残留応力に注目したき裂伝播遅延時の伝播挙動の予測法について提案する。

き裂先端部に生ずる塑性域の寸法や応力分布の解法として、Dugdaleの結合力モデルが有名であるが、以下に Dugdaleモデルを用いてき裂先端部に生ずる残留応力分布を求める。

Fig. 3.6 は、残留応力分布の求め方の概略を示したものである。Dugdaleモデルでは、き裂先

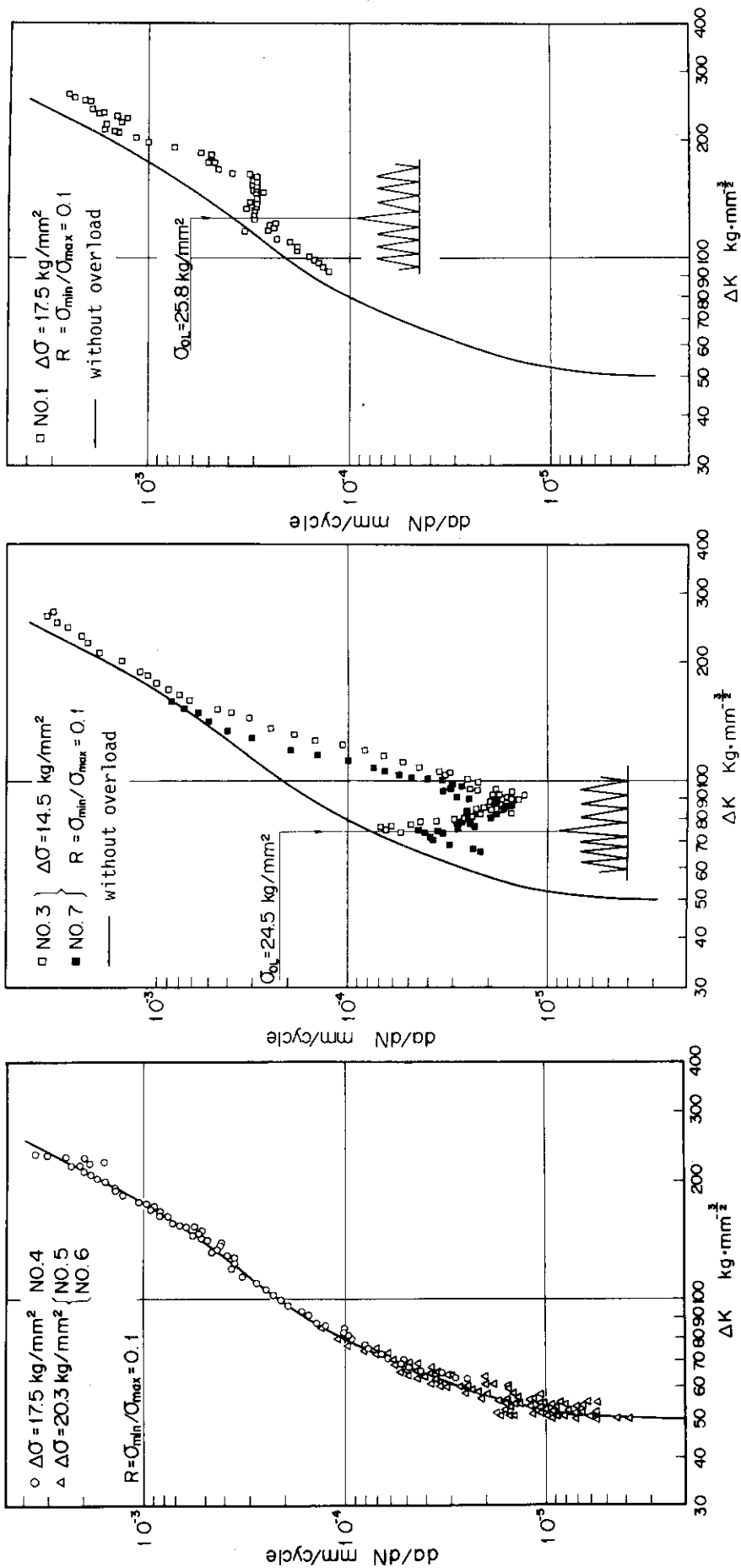


Fig.3.2 Relationship between da/dN and ΔK (without overload)
 Fig.3.3 Relationship between da/dN and ΔK (Case 1)
 Fig.3.4 Relationship between da/dN and ΔK (Case 2)

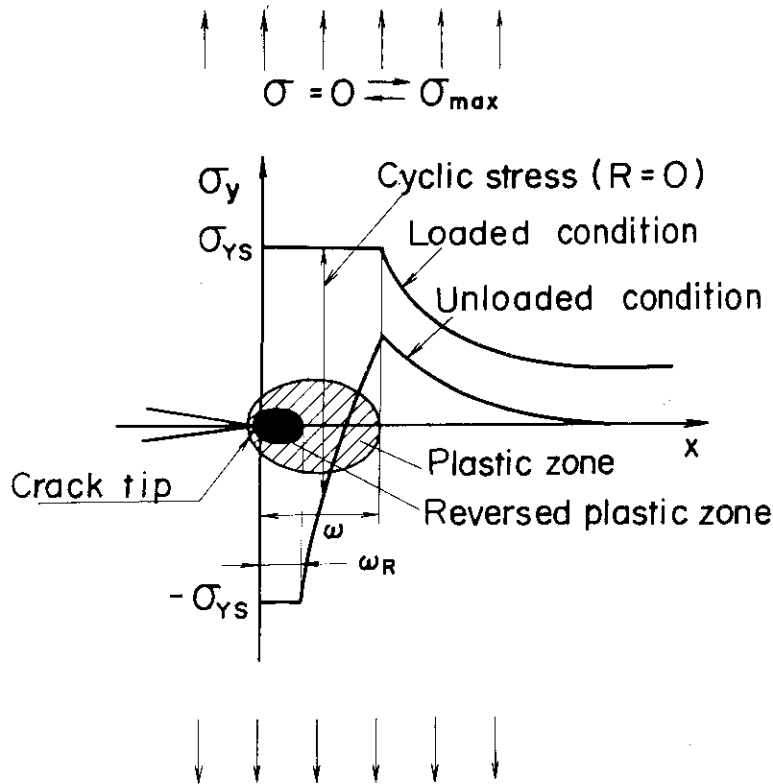
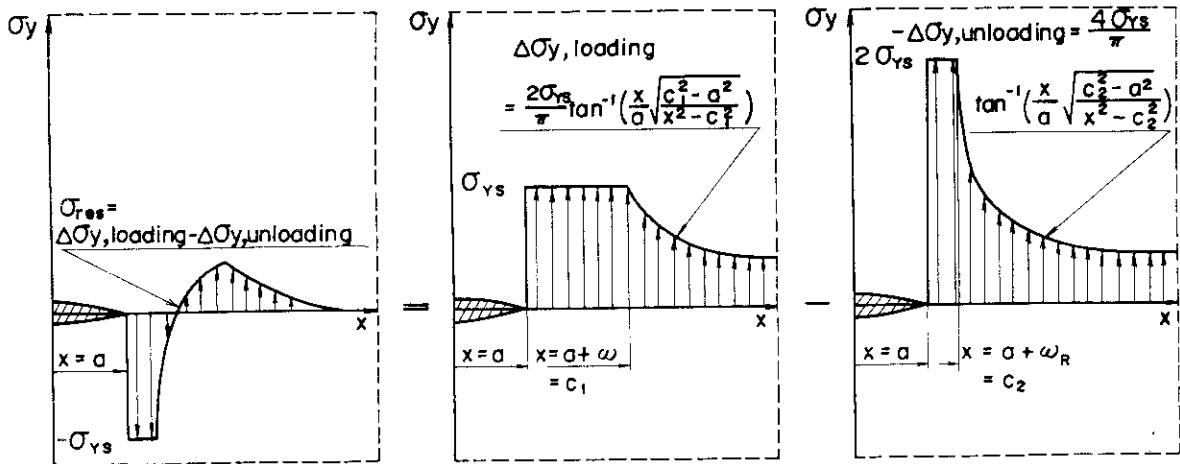


Fig.3.5 Stress distribution around the crack tip under cyclic load⁹⁷⁾



Residual stress distribution at the unloaded condition

Stress distribution at the loaded condition

Increment of stress distribution caused in the unloading process.

Fig.3.6 Procedure to determine the residual stress distribution along the x axis

端 $x = a$ から塑性域と弾性域の境界 $x = a + \omega$ の間に、降伏強さ σ_{YS} の結合力が分布する ($a + \omega$) のき裂寸法の弾性問題として解析される。

この場合き裂先端に生ずる塑性域の寸法 ω は次式で表わされる。

$$\omega = a \left(\sec \frac{\pi \sigma}{2 \sigma_{YS}} - 1 \right) \quad (3.1)$$

ここで σ は無限遠方における一様応力である。

また、負荷状態における $x > a + \omega$ の範囲での x 軸上の応力分布は、無限遠方に一様応力が作用する場合、およびクラック内面に集中力が作用する場合の応力関数が文献⁹⁴⁾に示されており、これらの応力関数から導くことができる。その結果は次式のとおりである。

$$\begin{aligned} \sigma_{y, \text{loading}}(x) &= \frac{2 \sigma_{YS}}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{x}{\sqrt{x^2 - (a + \omega)^2}} \frac{\sqrt{\omega(a + \omega)}}{a} \right), & x > a + \omega \\ &= \sigma_{YS}, & a \leq x \leq a + \omega \end{aligned} \quad (3.2)$$

(3.2) 式により、無限板に一様応力 σ が負荷された場合の Dugdale モデルにおける x 軸上の応力分布を計算することができる。

つぎに、一様応力 σ を除荷する場合は、圧縮降伏が $-\sigma_{YS}$ で生ずると仮定すれば、除荷時に生ずる圧縮側の塑性域寸法 ω_R (繰返し塑性域) は (3.1) 式の σ_{YS} を $2\sigma_{YS}$ と置き換えた次式により求められる。

$$\omega_R = a \left(\sec \frac{\pi \sigma}{4 \sigma_{YS}} - 1 \right) \quad (3.3)$$

同様に、(3.2) 式の σ_{YS} を $2\sigma_{YS}$ に置換えた応力分布は、

$$\begin{aligned} \sigma_{y, \text{unloading}}(x) &= \frac{4 \sigma_{YS}}{\pi} \tan^{-1} \left(\frac{x}{\sqrt{x^2 - (a + \omega_R)^2}} \frac{\sqrt{\omega_R(a + \omega_R)}}{a} \right), & x > a + \omega_R \\ &= 2 \sigma_{YS}, & a \leq x \leq a + \omega_R \end{aligned} \quad (3.4)$$

となり、除荷状態の残留応力分布は、負荷状態における応力分布 (3.2) 式から (3.4) 式の応力分布を差引いた次式となる。

$$\sigma_{\text{res}}(x) = \sigma_{y, \text{loading}}(x) - \sigma_{y, \text{unloading}}(x) \quad (3.5)$$

以上により Dugdale モデルに基づいた x 軸上の残留応力分布を計算することができる。

応力比 $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max} = 0$ の繰返し荷重の場合繰返される応力分布は $\sigma_{\text{res}}(x) \rightleftharpoons \sigma_{y, \text{loading}}(x)$ となる。

また、繰返し荷重中、過大荷重が負荷される場合の残留応力分布 ($\sigma_{\text{res}}(x)_{OL}$) はつぎのようになる。

$$(\sigma_{\text{res}}(x))_{OL} = (\sigma_{y, \text{loading}}(x))_{OL} - (\sigma_{y, \text{unloading}}(x))_{OL} \quad (3.6)$$

過大荷重負荷後のき裂伝播の予測には、(3.6) 式の残留応力を考慮しなければならない。この

場合、過大荷重直後に繰返される応力分布は過大荷重前と異なっている。

Fig. 3.7(a), (b)は、以上に述べた過大荷重なしの場合および過大荷重直後の残留応力分布および繰返し応力範囲について図示したものであり、同図から過大荷重前後で応力分布の様子が異なることが明らかである。

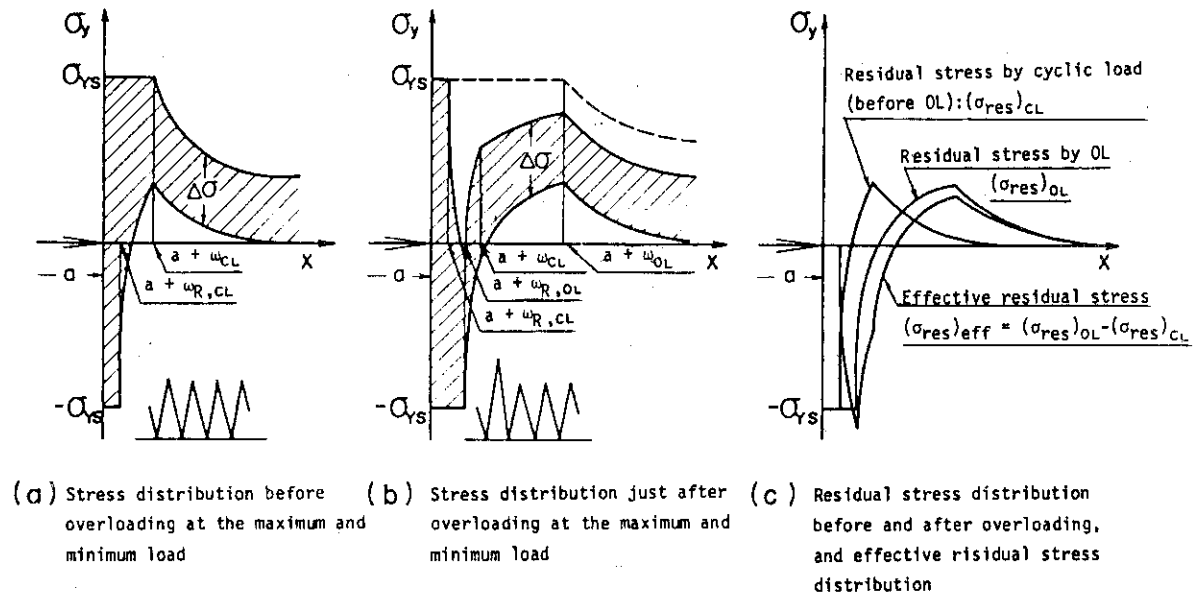


Fig.3.7 Difference of stress distribution around the crack tip before and after overloading and concept of the effective residual stress distribution which causes overload retardation

過大荷重による遅延現象は、Fig. 3.7(a), (b)に示すような応力分布の差によって生ずると仮定し、ここではFig. 3.7(a), (b)における残留応力の差、すなわち (3.5) 式と (3.6) 式の差が遅延を発生させる有効残留応力と仮定する。

Fig. 3.7(c)に示す有効残留応力、 $(\sigma_{res}(x))_{eff}$ は、繰返し荷重によって生ずる残留応力 $(\sigma_{res}(x))_{CL}$ および過大荷重によって生ずる残留応力 $(\sigma_{res}(x))_{OL}$ から次式のように計算される。

$$(\sigma_{res}(x))_{eff} = (\sigma_{res}(x))_{OL} - (\sigma_{res}(x))_{CL} \quad (3.7)$$

過大荷重なしの場合は、第1項と第2項は一致し $(\sigma_{res}(x))_{eff} = 0$ となる。

き裂が (3.7) 式で示される残留応力中を伝播するさい、き裂が通過した部分では残留応力が解放され、残りの断面に再分配される。この残留応力の挙動から生ずる応力拡大係数は、重ね合せの原理に基づいて計算できる。

すなわち、Fig. 3.8 に示すように、残留応力の解放によって生ずる応力拡大係数 K_{res} は、 $\sigma_{res}(x)$ が分布荷重としてき裂の上下面に作用する場合の応力拡大係数と等しく、無限板中のき裂がこの荷重を受ける場合、応力拡大係数は次式から計算される。⁹⁴⁾

$$dK_{res} = \frac{\sigma_{res}(x) dx}{\sqrt{\pi a}} \left(\sqrt{\frac{a+x}{a-x}} + \sqrt{\frac{a-x}{a+x}} \right) \quad (3.8)$$

dK_{res} を $d(K_{res})_{eff}$ に $\sigma_{res}(x)$ を $(\sigma_{res}(x))_{eff}$ に置き換え、(3.8)式を積分することにより、有効残留応力拡大係数 $(K_{res})_{eff}$ を計算できる。

$$(K_{res})_{eff} = 2 \sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^a \frac{(\sigma_{res}(x))_{eff}}{\sqrt{a^2 - x^2}} dx \quad (3.9)$$

さらに(3.9)式を用いて、過大荷重後のき裂伝播時の K_{max} 、 K_{min} および応力拡大係数比 R_{LOC} がつぎのように計算される。

$$K_{max} = \Delta K / (1 - R) + (K_{res})_{eff} \quad (3.10)$$

$$K_{min} = R \Delta K / (1 - R) + (K_{res})_{eff} \quad (3.11)$$

$$R_{LOC} = K_{min} / K_{max} \quad (3.12)$$

Fig. 3.9 は $\Delta\sigma = 14.5 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\sigma_{OL} = 24.5 \text{ kg/mm}^2$ のケース1の過大荷重の場合について、 $(K_{res})_{eff}$ 、 R_{LOC} を計算した結果である。同図から分かるように、過大荷重後しばらくは、 $(K_{res})_{eff}$ 、 R_{LOC} とも過大荷重前と同一値を保ち、き裂が $\omega_{R,OL}$ の領域を通過した後、それぞれ減少し、さらに最小値を示した後、過大荷重なしの場合の値に回復する。このことから本予測法では、過大荷重負荷後、あるき裂伝播が生じたときに最大遅延が発生する Delayed retardation 現象が予測されることが分かる。また、Fig. 3.9において特徴的なことは、過大荷重時の $(\sigma_{res}(x))_{OL}$ の値が正の値となる位置においても、 $(K_{res})_{eff}$ の値が負の値を保つことであり、これはき裂の伝播とともに残留応力がき裂前方へと再分布されていくことを示している。

以上のように、過大荷重および繰返し荷重によるき裂先端の残留応力分布を基にして、疲労き裂伝播パラメータである、 K_{res} 、 K_{max} 、 K_{min} 、 R_{LOC} 等を求めれば材料のき裂伝播特性 ($da/dN - \Delta K$ 曲線) を用いてき裂伝播遅延予測が可能となる。

上記の方法は、過大荷重効果をき裂先端部の応力比の変動として評価するものであり、応力比効果の式として、ここでは Elber²¹⁾ の Crack closure の式を用いることにする。すなわち、

$$\Delta K_{eff} = (0.5 + 0.4 R_{LOC}) \Delta K \quad (3.13)$$

過大荷重なしの試験 ($R = \text{const}$) を行い、 $da/dN - \Delta K_{eff}$ 曲線を求めておけば(3.13)式を用いて過大荷重を負荷した場合のき裂伝播遅延挙動を予測できる。この予測法の特長は、材料データ ($da/dN - \Delta K$ 曲線および降伏応力) と荷重条件だけで予測可能なことや、負の過大荷重にも適用できることである。さらに、本予測法は間欠的な過大荷重の場合にも容易に拡張可能である。**Fig. 3.10** に予測法の流れ図を示す。

3.4 予測結果と試験結果の比較

前節では、残留応力解析に基づいたき裂伝播遅延予測法について提案したが、以下その方法によって求めた伝播挙動の予測結果と試験結果とを比較する。

Fig. 3.11 および **Fig. 3.12** は、試験した2ケースの結果と予測結果について $\alpha - a$ 曲線 ($\alpha = (da/dN)_{OL} / (da/dN)_{non-OL}$) で示したものである。

Fig. 3.11 はケース1の場合で、試験条件は $\sigma_{OL} = 24.5 \text{ kg/mm}^2$ 、 $\Delta\sigma = 14.5 \text{ kg/mm}^2$ である。

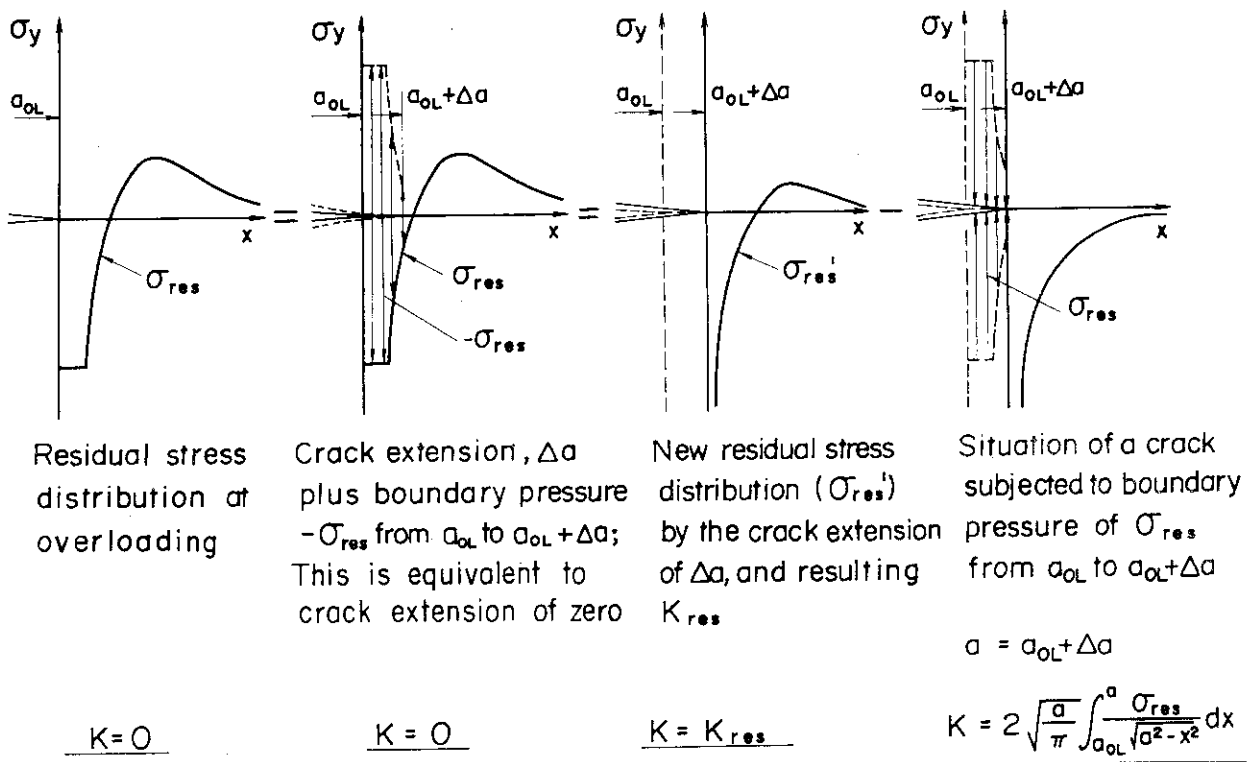


Fig.3.8 Determination of K_{res} caused by the crack extension Δa

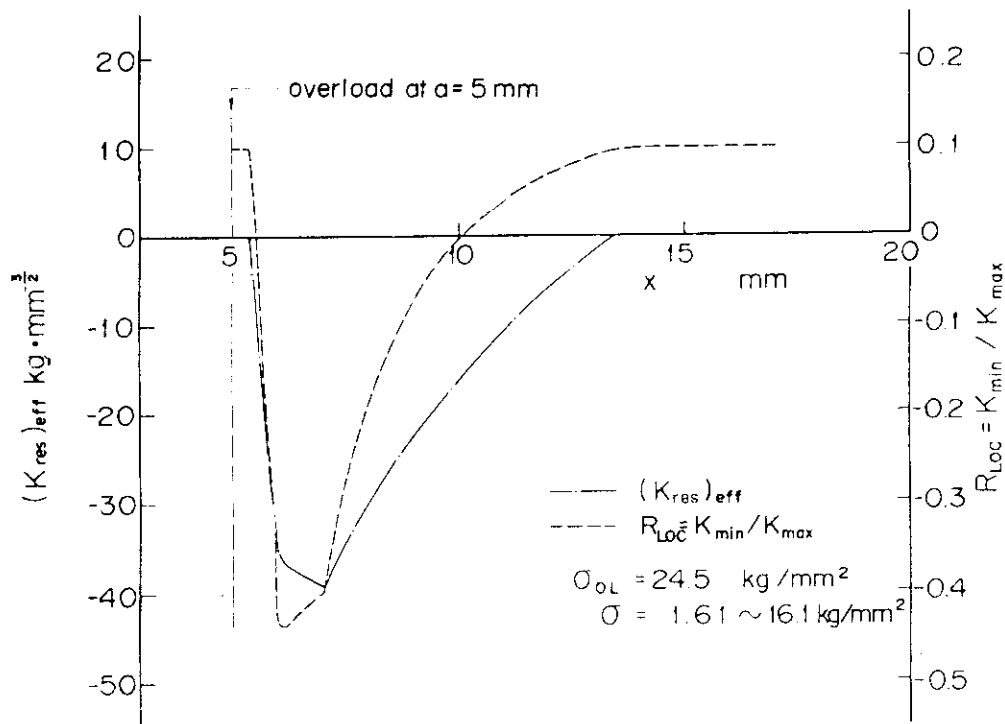


Fig.3.9 Calculated results of $(K_{res})_{eff}$ and R_{LOC} values with crack growth for Case 1

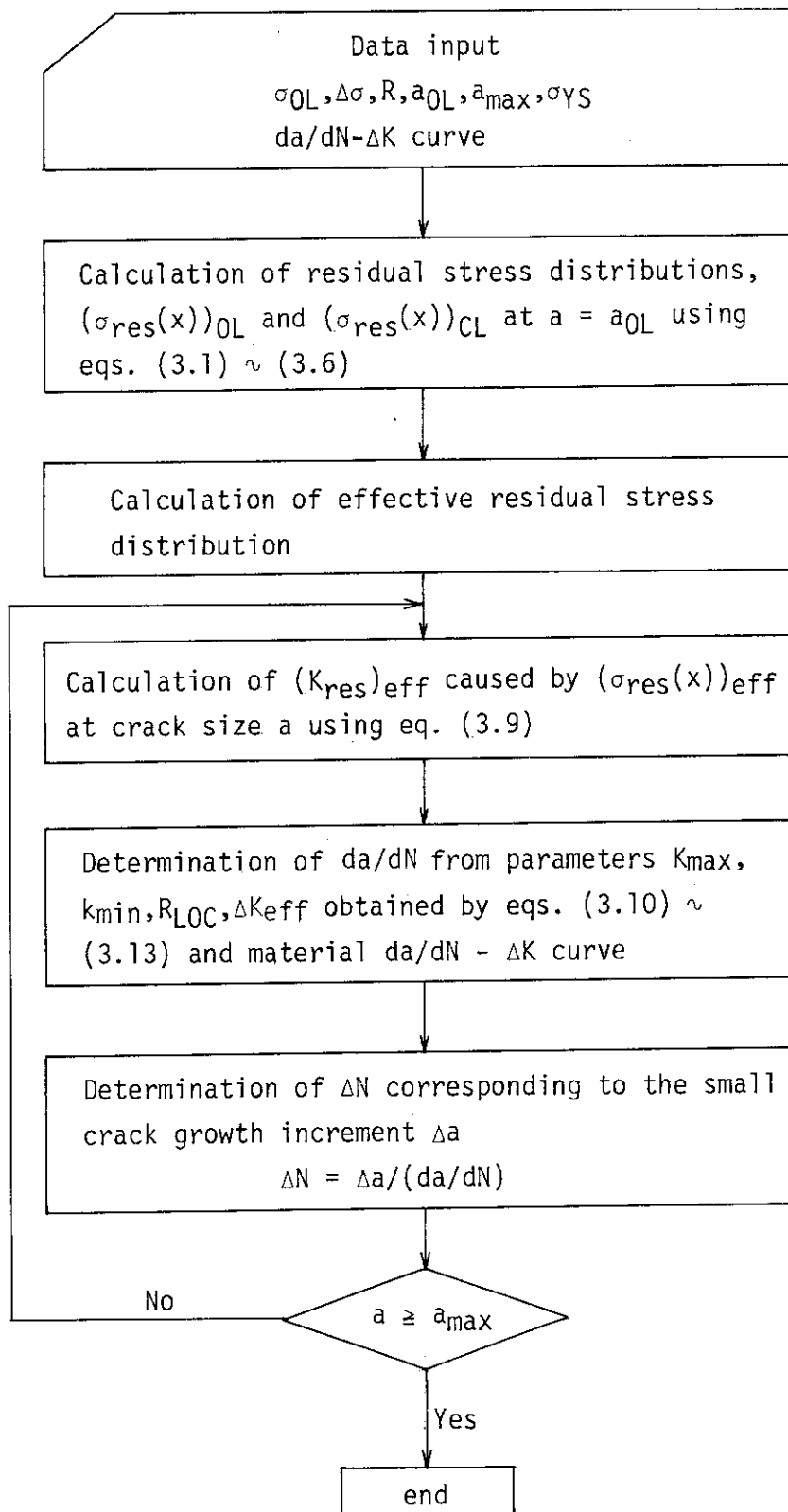


Fig.3.10 Flow diagram for evaluation of crack growth retardation caused by overloading

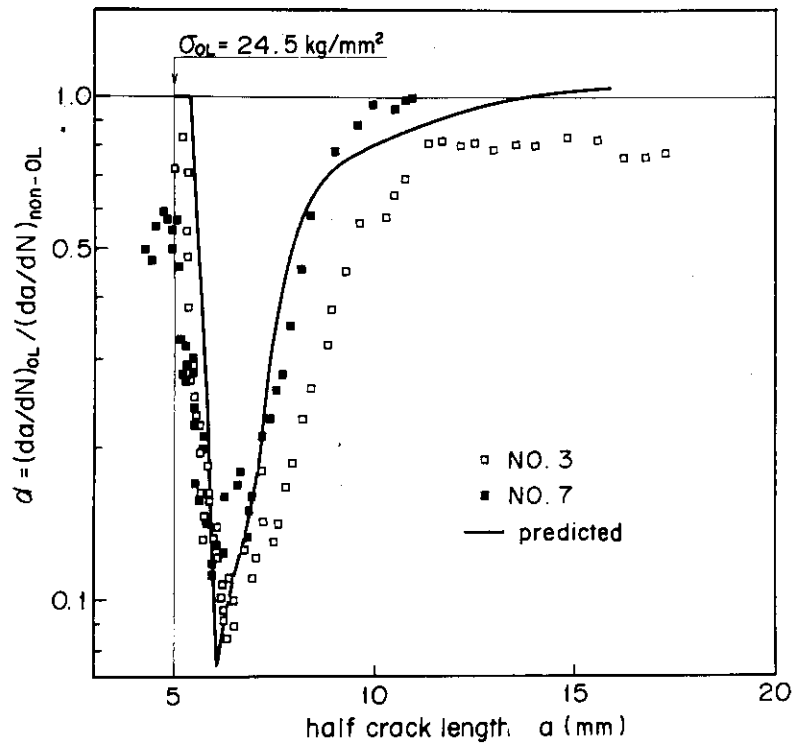


Fig.3.11 Comparison between prediction and experimental result for the α value of Case 1

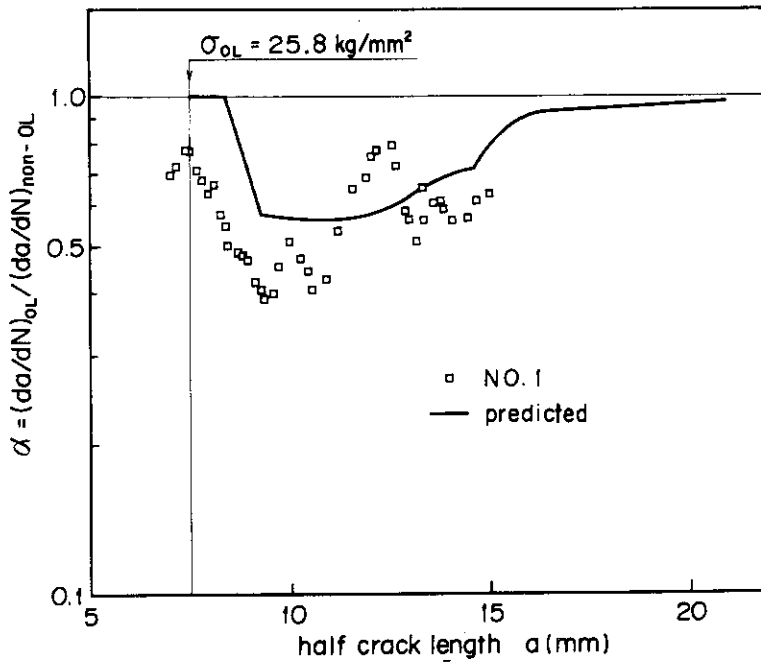


Fig.3.12 Comparison between prediction and experimental result for the α value of Case 2

この場合全体的に、予測結果は試験結果に良く一致している。本予測法では、過大荷重後き裂が繰返し塑性域 $\omega_{R, OL}$ を通過するまでは、 $\alpha = 1$ を保つが、Fig. 3.11に示すとおり、試験結果では、それ以前にすでに遅延現象が生じている。また α の予測結果は、試験結果より減少、増加の傾向が若干急激になっている。さらに、すでに指摘した通り、試験から得られた α 値は過大荷重直後に若干増加の傾向を示すという特徴がある。

以上の遅延領域の初期における予測結果と、試験結果の違いは、つぎの原因によると考えられる。すなわち、本予測法には、過大荷重前の繰返し塑性域の損傷や繰返し加工硬化の影響については反映されないこと、およびき裂先端近傍では、Dugdaleモデルによる応力分布に誤差が生じることなどによると考えられる。

Fig. 3.12 のケース 2, $\sigma_{OL} = 25.8 \text{ kg/mm}^2$, $\Delta\sigma = 17.5 \text{ kg/mm}^2$ の場合、上記の理由による予測結果との差が、き裂が繰返し塑性域を通過する付近までの領域で、Fig. 3.11の場合より大きく生じている。これは、ケース 2の場合繰返し荷重の応力レベルが高く、塑性域寸法、とくに繰返し塑性域が、ケース 1より大きくなっているためと考えられる。一方、き裂が繰返し塑性域を通過後、すなわち $a = 10 \text{ mm}$ 以降では、試験結果と予測結果はほぼ妥当な一致を示している。

Fig. 3.13 および **Fig. 3.14** は $a-N$ 曲線の予測結果と、試験で得られた $a-N$ 曲線を比較したものである。

同図において $N=0$ は、過大荷重を負荷した時点である。

ケース 1 の場合、Fig. 3.11に示したように、遅延領域の初期の段階でき裂伝播速度に差が生じており、このことはFig. 3.13においても認められる。

しかし、Fig. 3.13 の場合は、全体的に見れば良好な予測結果である。

また、Fig. 3.14 のケース 2 については、 $a = 10 \text{ mm}$ 以上になると曲線の傾向が良く一致しており、予測曲線と試験結果の差は遅延領域の初期段階においてほとんど生じていることが分かる。

予測結果と試験結果を比較して分かるように、本論での予測法は遅延領域の初期段階で高めのき裂伝播速度を示し、試験結果と差が生じる原因となっている。

これはさきに述べたように、き裂先端近傍の残留応力分布の求め方や、繰返し塑性域の加工硬化や損傷の評価等において誤差が生ずるためと考えられる。

3.5 遅延モデルの比較検討

遅延予測モデルは、これまでいくつか提案されているが、ここでは Wheeler⁶¹⁾、川原ら⁶⁶⁾、および松岡ら⁶⁵⁾によって提案されているモデルと本法を比較検討する。

これらの予測法では、き裂前方に形成される塑性域や、圧縮残留応力に注目したモデルが用いられている。

Fig. 3.15 は、ケース 1 について上記予測法から得られる $\Delta K_{eff} / \Delta K$ の変化の挙動を比較したものである。

Wheelerのモデルは、遅延終了点すなわち、 $\Delta K_{eff} = \Delta K$ に回復する点 (E点) を、過大荷重による塑性域境界 (ω_{OL}) と繰返し荷重による塑性域境界 (ω_{CL}) が一致する点によって決定し、過大荷重負荷時から E点の間のき裂伝播速度比を、 $\alpha = \{\omega_{CL} / (a_{OL} - a + \omega_{OL})\}^n$ で結ぶことに

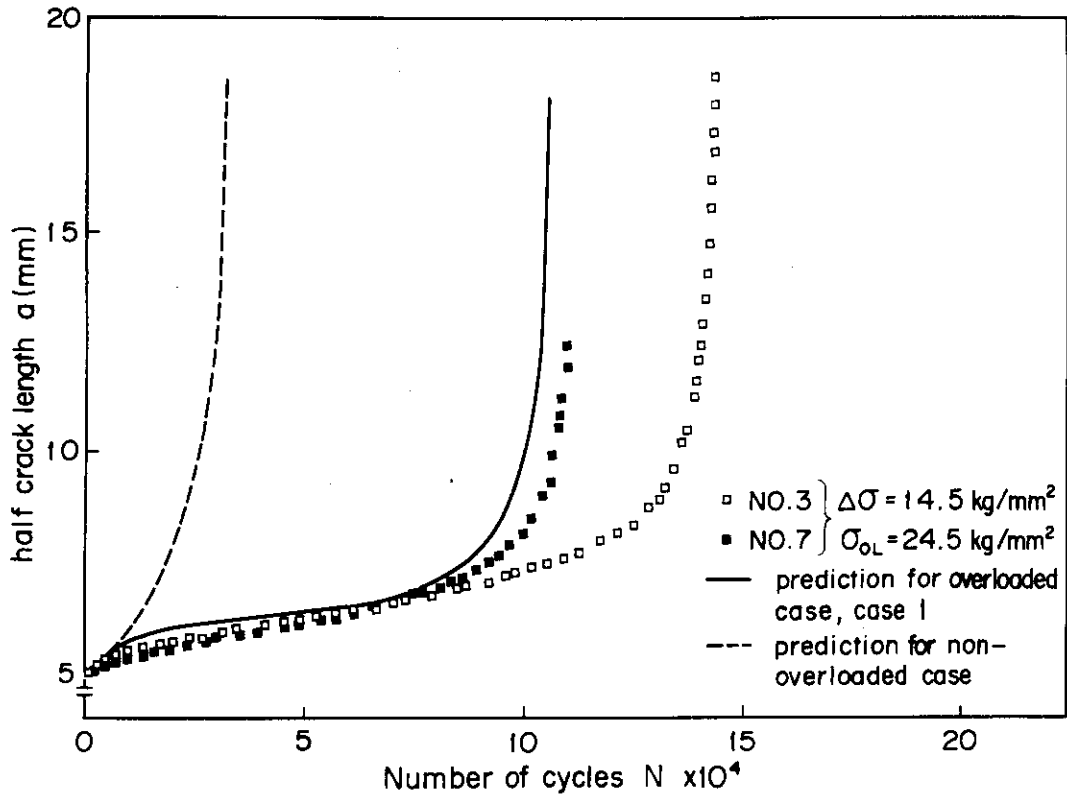


Fig.3.13 Comparison between the predicted curve and the experimental result for crack growth curve of Case 1

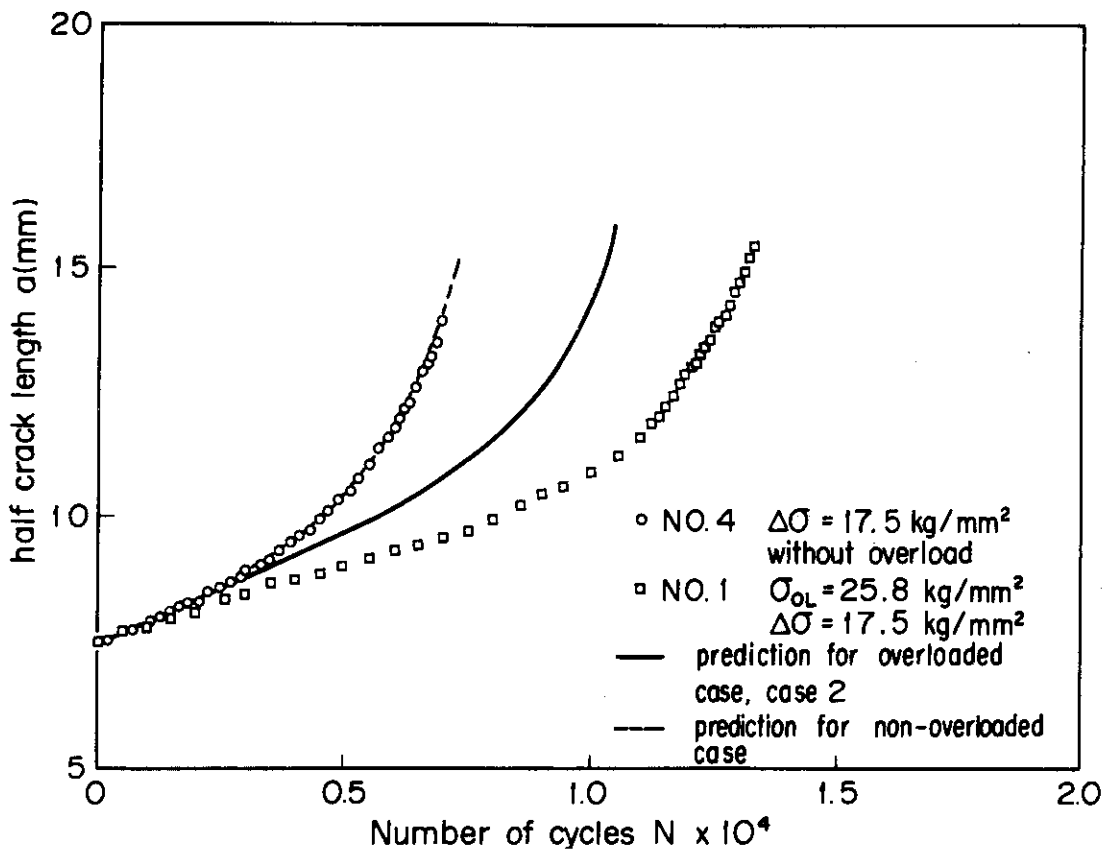
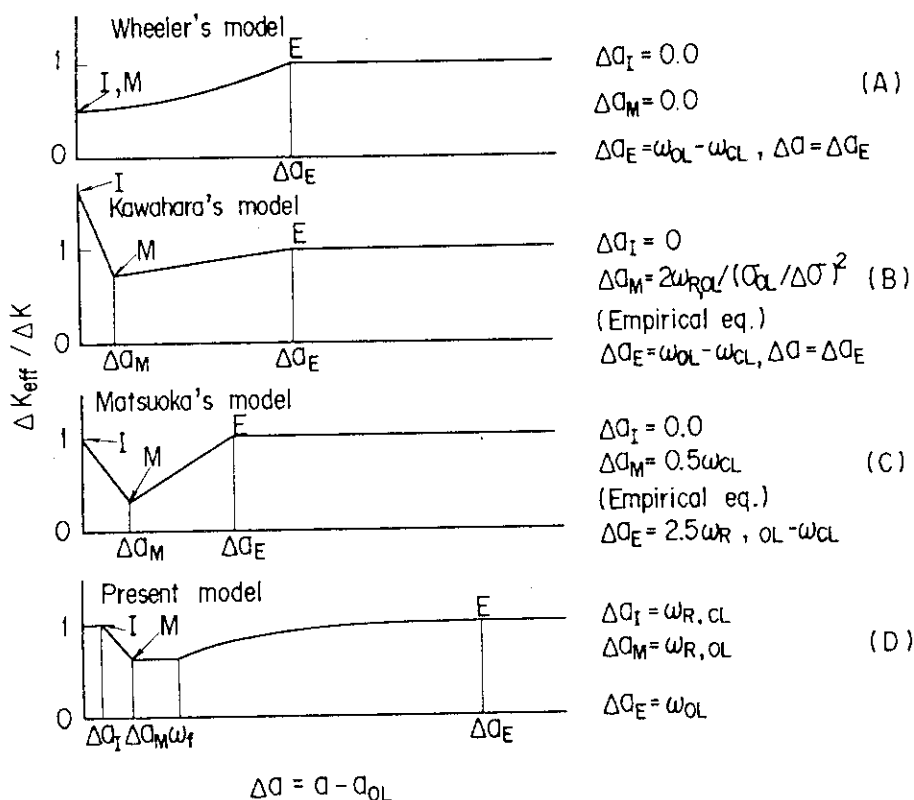


Fig.3.14 Comparison between the predicted curve and the experimental result for crack growth curve of Case 2



Δa_I : Δa at the initiation of retardation, I
 Δa_M : Δa at the maximum retardation, M
 Δa_E : Δa at the end of retardation, E

Fig.3.15 Comparison of various retardation models (61)65)66) for $\Delta K_{eff}/\Delta K - \Delta a$ curve

より遅延を予測する方法である。ここで、 n 値は実験によって決定される。Wheelerは単一過大荷重に対して、 $n=1.75$ 程度であるとしている。Fig. 3.15 (A)における $\Delta K_{eff}/\Delta K$ の値は、Paris 則 ($m=3.0$) を適用し、 $\Delta K_{eff}/\Delta K = \alpha^{1/m}$ から求めたものである。Wheeler のモデルでは、過大荷重負荷時に遅延開始点 (I 点) および最大遅延点 (最小伝播速度, M点) を設定しており、そのため最大遅延点の遅れ現象 (Delayed Retardation) を説明できない。

川原らのモデルは、Fig. 3.15 に示す I 点, M点, E点 (遅延終了点) の3点における ΔK_{eff} を $\Delta a (= a - a_{OL})$ に対して直線で結ぶ方法であり、E点の決定法は Wheeler のモデルと同様である。

I 点は $a_I = a_{OL}$, $(\Delta K_{eff})_I = K_{OL}$ として決定され、また、M点における Δa_M および $(\Delta K_{eff})_M$ は、遅延試験に基づいた経験則から推定される。松岡らのモデルにおいても ΔK_{eff} は、I 点, M 点, E点を直線で結ぶことにより求められる。I 点では、 $a_I = a_{OL}$, $\Delta K_{eff} = \Delta K$ であり、M点, E点はつぎのように求められる。E点は、 ω_{OL} と、過大荷重によって生ずる残留応力分布が x 軸と交わる点 ($\sigma_{re}(x)=0$) が一致する時点として決定される。また、松岡らは、M点における Δa_M は実験結果から、 $\Delta a_M = 0.5 \omega_{OL}$ 程度の値であると推定し、さらに、過大荷重点では、き裂鈍化のためき裂先端の圧縮残留応力の存在にもかかわらず $\Delta K_{eff} = \Delta K$ であり、き裂鈍化の効果は、M点まで直線的に変化し、M点で消失するという仮定を導入し、 $(\Delta K_{eff})_M = \Delta K \Delta a_M / \Delta a_E$ を

与えている。

以上から分かるように、これらのモデルでは最も重要となるM点は、すべて実験結果あるいは、実験から得られる経験則に基づいて推定しなければならず、そのためM点の決定において論理性に乏しく明確さが無い。

松岡らのモデルでは、M点における Δa_M の決定法が明確でない一方、 $(\Delta K_{eff})_M$ は著しく、 Δa_M に依存するので、 Δa_M のとり方によって予測値が大きく変動すると思われる。さらに、E点の決定においては、圧縮残留応力の再分布効果が無視されているので Δa_E は過小評価となる。

Fig. 3.15(D)は、本研究の方法で得られる $\Delta K_{eff}/\Delta K$ の変化であるが、本法におけるI点、M点、E点は荷重条件と降伏強さのみによって明確に決定される。すなわち、I点は a_{OL} における $\omega_{R, OL}$ と一致し、M点は $\omega_{R, OL}$ と一致する。また、 ΔK_{eff} は、圧縮残留応力の再分布挙動の弾性解析を基にして求められるが、 $\Delta K_{eff} = \Delta K$ に回復するE点は、き裂先端が ω_{OL} を抜け出す点に一致する。このE点はWheelerのモデルおよび川原らのモデルより大きくなっているが、これは、過大荷重によって導入された圧縮残留応力は、き裂が ω_{OL} を抜け出すまで影響することを示しており、従ってWheelerのモデルおよび川原らのモデルにおける遅延終了点は幾分過小評価となっていると考えられる。

3.6 き裂伝播遅延データへの予測法の適用

Fig. 3.16 および Fig. 3.17 は、松岡ら⁶⁵⁾ および川原ら⁶⁶⁾ のき裂伝播遅延試験から得られた伝播遅延時におけるき裂伝播速度比 α とき裂寸法との関係について、本モデルを適用した予測結果と比較したものである。この予測では、 R_{Loc} の値が小さくなり、Elber²¹⁾によって求められたき裂開口比の式が適用できなくなるので、 $R = -5$ までの実験から得られた加藤ら³¹⁾の提案式を用いてき裂開口比を評価した。

Fig. 3.16 から分かるように、本モデルによる予測は、松岡らのHT 80 鋼の実験結果に対して良好な予測結果を与えている。一方、Fig. 3.17 に示す川原らの実験結果に対しては、良い予測値を与えていない。その理由は、つぎのように考えられる。

すなわち、本モデルでは、 $\Delta K_{eff}/\Delta K$ は荷重条件と材料の降伏強さによって決定される。そのため同一の $\Delta K_{eff}/\Delta K$ であっても $da/dN - \Delta K$ 曲線の勾配が大きければ、大きな α 値が得られることになる。松岡らの実験における材料の $da/dN - \Delta K$ 曲線の勾配は、 $m = 2.22$ 、川原らの実験においては、 $m = 3.9$ であり、本研究で用いた材料では、 $m = 3.0$ 程度であることから、本モデルは $m = 2 \sim 3$ 程度の材料に対して適用性が良好であると考えられる。松岡らが行った他の鋼材の実験結果に本モデルを適用した結果においても、同様の傾向が確認された。

3.7 疲労き裂伝播寿命改善法の検討

圧力容器や配管は、共用前および供用期間中検査において耐圧試験が行われるが、耐圧試験荷重は、実働荷重における典型的な単一過大荷重のひとつである。検査により発見された欠陥や想定される見逃し欠陥からのき裂伝播寿命評価において、耐圧試験荷重等による過大荷重効果も含

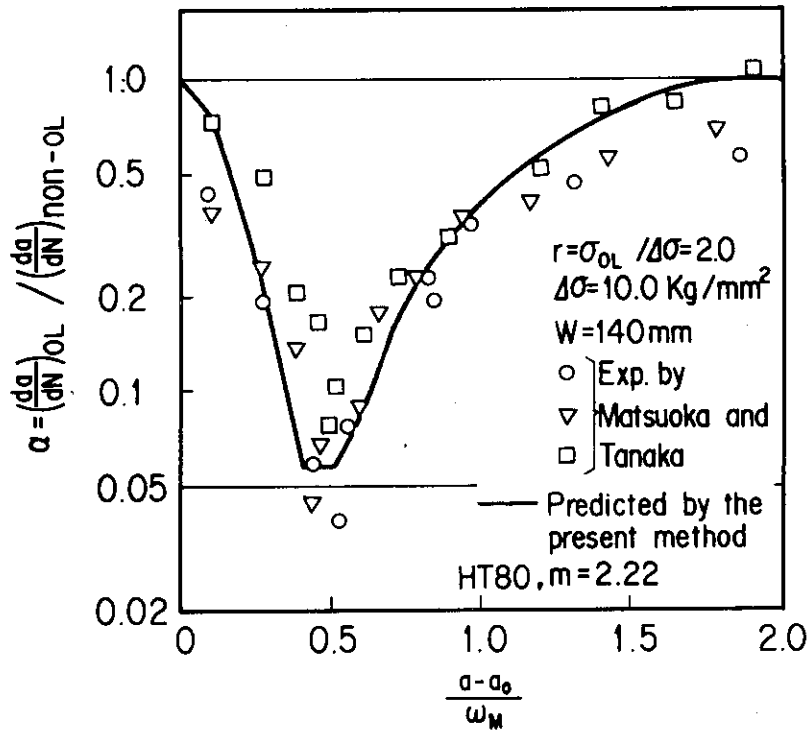


Fig.3.16 Comparison between an experimental data obtained by Matsuoka and Tanaka⁶⁵⁾ and predicted α -a curve

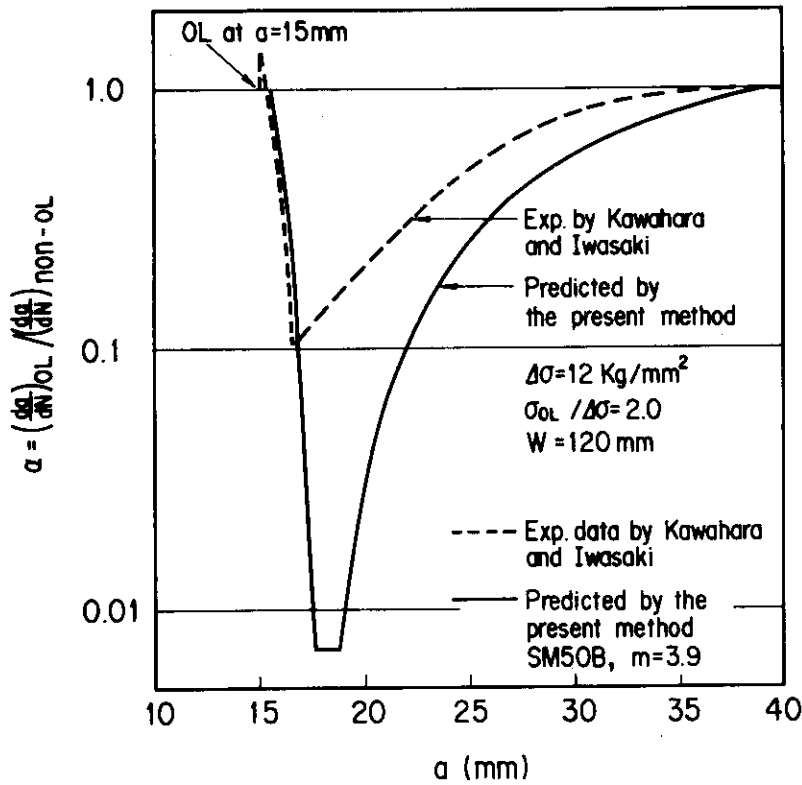


Fig.3.17 Comparison between an experimental data obtained by Kawahara and Iwasaki⁶⁶⁾ and predicted α -a curve

めて精度良く寿命評価ができれば、評価結果に対する信頼性が高まるだけでなく伝播寿命の改善にもつながる。そこで、ここでは鋼製压力容器における想定表面欠陥からのき裂伝播寿命と過大荷重との関係を、本研究の遅延予測法を用いて検討する。

ここで、想定表面欠陥を深さ 0.5 mm および 1 mm の長い欠陥とし、この欠陥が板厚 200 mm の低合金鋼製压力容器の胴部に存在すると仮定する。

この問題は、片側き裂付無限板にモデル化される。さらに、本研究の遅延予測法は軸力荷重が負荷される貫通き裂付無限板によるモデルであるので、解析は応力条件を同一とし、初期および最終の ΔK 値が一致するようにして、無限板にモデル化して行った。Fig. 3.18 に、解析結果から得られた伝播寿命比 $\Delta N_{OL} / \Delta N_{non-OL}$ と過大荷重比 $\sigma_{OL} / \Delta \sigma$ の関係を示す。なお計算は、 $\Delta \sigma = S_m$, $R = 0.0$ とし、 $da/dN - \Delta K$ 曲線は、Iida ら⁸³⁾ による A533B 鋼のデータを用いた。また、用いたき裂開口比の評価式は前節と同様である。

Fig. 3.18 から明らかなように、両ケースとも 1.5 倍を越える過大荷重比になると 2 倍以上の寿命延伸効果が生ずるようになる。

以上から、き裂伝播遅延の予測に基づいて、過大荷重負荷を寿命延長手段として応用できると考えられるが、その適用にあたっては、崩壊荷重や材料の破壊靱性値に対する安全裕度を十分考慮すべきであり、また安全側の予測値が得られるように材料特性を選ばなければならない。

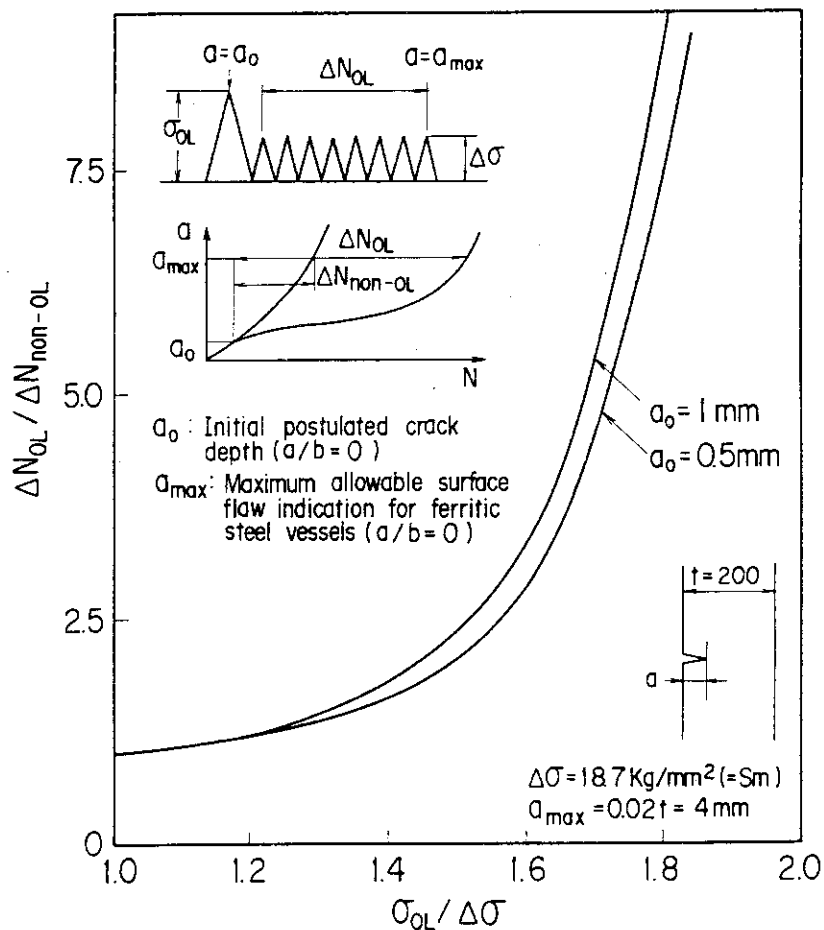


Fig.3.18 Result of test calculations on improvement of fatigue life by overloading

3.8 結 言

本章では、過大荷重によって生ずるき裂伝播遅延現象に関して、き裂先端部に生ずる圧縮残留応力の挙動に注目したき裂伝播予測法を提案した。

この予測法では、Dugdaleモデルに基づいた残留応力分布の解析をもとに、遅延現象を引き起こす原因となる有効残留応力分布を求め、さらに残留応力の再分布の挙動を含めた有効残留応力拡大係数を計算し、これから得られる有効応力拡大係数範囲と材料の $da/dN - \Delta K$ 曲線から、遅延領域におけるき裂伝播挙動が予測される。

一方、実際の構造物におけるき裂伝播予測を行う可能性について検討するという観点から、軸方向貫通き裂付鋼管を供試体に使用し、内圧負荷によるき裂伝播試験において試験中過大荷重を負荷し、その後生ずる遅延現象を観察するとともに予測結果と比較した。さらに、これまですでに提案されている遅延予測法との比較検討や、種々のき裂伝播遅延データへの本モデルの適用性の検討も行った。さらに、過大荷重による伝播寿命延伸効果についても検討した。

以上の結果をまとめるとつぎの通りである。

- (1) 試験した2ケースの過大荷重とも、過大荷重後のき裂伝播において遅延現象が観察された。
- (2) 本論における予測法を用いると、過大荷重後き裂が繰返し塑性域を通過した後、き裂伝播速度が低下し始め、その後回復するという伝播挙動が予測される。種々の実験データと比較した結果、本法は $m = 2 \sim 3$ の材料に対して適用性が良好であった。
- (3) 比較検討した3種の遅延モデルでは、すべて最大遅延点における $(\Delta K_{eff})_M$ および Δa_M の決定に際し、実験結果やそれから得られる経験則によらねばならない。一方、本モデルでは、荷重条件と降伏強さのみによってこの点が合理的に決定され、遅延挙動が予測できる特長がある。
- (4) 過大荷重比をパラメタとした試算結果によれば、条件によっては50%程度の過大荷重により、かなり大きな伝播寿命の改善が可能である。
- (5) なお、本予測法は負の過大荷重や、間欠的な過大荷重に対しても拡張可能である。

4. 複数表面欠陥付平板試験片のき裂伝播挙動 および表面き裂の伝播評価法

4.1 まえがき

構造機器の非破壊検査において、検出頻度が最も高い欠陥は表面欠陥であり、それから発生する表面き裂の伝播評価を正しく行うことは構造機器の安全上重要である。そのため従来、表面き裂の伝播問題に関して実用上の重要性が強く認識され試験研究が行われてきた。

ASME Code Sec. XIに規定された欠陥評価基準には、き裂は初期形状比を保持しながら伝播するという仮定が導入されているが、一般に表面き裂は、応力成分比や板厚に依存して形状変化することが知られており、従って、より信頼性の高い表面き裂の伝播評価を行うには、形状変化も考慮する必要がある。この考えから、き裂形状変化も含めた表面き裂伝播予測法が川原ら⁸⁰⁾⁸¹⁾⁸²⁾、Iidaら⁸²⁾、飯田ら⁸⁴⁾、安藤ら⁸⁶⁾によって提案されている。これらの表面き裂伝播予測法では、深さ方向への伝播にはParis則を適用し、表面方向への伝播には実験から得られたき裂形状予測式を用いて伝播評価を行うのが特徴である。表面方向にParis則を適用せず、実験から得られた形状予測式を用いる理由は、第1章で指摘したように、き裂前面では自由表面効果が生じ、そのため表面点のK値の解や、表面方向の伝播にParis則を適用することに問題があるなどの理由によるものである。このことはまた、前面での自由表面効果を適切に補正し、Paris則を深さ方向と表面方向に適用すれば、形状変化も含めた伝播予測が可能となることを示すものである。この立場から、Newman and Raju⁴⁶⁾は、表面き裂伝播においては表面効果により10%程度応力拡大係数が表面付近で低下すると推定し、き裂形状変化を検討している。

以上のことから、表面き裂伝播問題ではき裂前面での自由表面効果を明らかにする必要がある。

一方、複数表面き裂の伝播においては、き裂干渉効果が発生し単一き裂とは異なる挙動を示す。Sec. XIでは、複数欠陥は深さの2倍までの接近をもって合体した単一欠陥とみなし、干渉効果もこの合体判定基準に含めている。しかし、複数き裂の伝播を検討した上記の研究結果⁸²⁾⁸³⁾⁸⁴⁾および新井ら⁹¹⁾による研究結果から、伝播寿命におよぼすき裂干渉効果は小さく、Sec. XIの合体判定基準は、大きすぎる安全裕度を有していることが明らかにされている。

複数表面き裂の干渉効果について、これまで新井ら⁹¹⁾による実験的検討、宮田ら⁹²⁾による有限要素法解析例、および村上ら⁹³⁾による体積力法による解析例が発表されているが、これらの結果も踏まえ、合理的な干渉効果の評価基準や合体判定基準を確立していく必要がある。

以上に述べたように、複数表面き裂の伝播予測においては、自由表面の影響、干渉効果および合体条件を定量的に把握しておくことが重要である。

そこで、複数表面き裂の伝播における自由表面効果およびき裂干渉効果を定量的に把握するとともに、これらを考慮した表面き裂の伝播予測法を検討することを目的として、複数表面欠陥付平板試験片のき裂伝播試験を実施した。

以下では、1個または2個の初期欠陥付平板試験片により行った3ケースのき裂伝播試験結果について述べ、自由表面効果および複数き裂干渉効果を検討する。また、得られた評価式を基に

形状変化をも含めた、複数表面き裂の伝播予測法を提案するとともに試験結果との比較も行う。さらに、提案した予測法を用いて応力成分比と形状変化の関係および非合体隣接き裂判定法を検討する。

4.2 平板試験片のき裂伝播試験

平板試験片の疲労試験は、1個または2個の人工欠陥を加工したSUS 304 L鋼製の平板試験片を用いて行った。供試材の化学成分および機械的性質をTable 4.1に示す。また、試験片形状お

Table 4.1 Chemical compositions and mechanical properties of tested material

Chemical compositions (wt %)								Mechanical properties*		
C max 0.02	Si max 1.00	Mn max 2.0	P max 0.04	S max 0.03	Cr 18.00- 20.00	Ni 8.00- 12.00	N max 0.12	0.2% Proof stress min 21.0 kg/mm ²	Tensile strength min 53.0 kg/mm ²	Elong. min 30%
0.010	0.45	1.50	0.026	0.008	18.41	10.33	0.10	23.9	57.5	73.0

* Mean value of two specimens, Specimen : GL = 50 mm, d = 10 mm

よび人工欠陥位置をそれぞれFig. 4.1およびTable 4.2に示す。試験は、欠陥数および欠陥間隔を変えて3ケース行った。人工欠陥の寸法は、深さ5 mm×表面長さ12 mmで、ケース1では1個、ケース2では2個（き裂間隔42 mm, 1.75 t）、ケース3では2個（き裂間隔60 mm, 2.5 t）試験片に加工した。

疲労試験は、容量100 Tonの油圧疲労試験機を用いて、応力範囲 $\Delta\sigma = 14 \text{ kg/mm}^2$ 、応力比 $R = 0.05$ の軸力繰返し荷重により、室温・大気中で行った。試験条件は、Table 4.2に示す通りである。疲労試験においては、顕微鏡による表面方向のき裂伝播測定（ b_1 , b_2 ）を行うとともに、き裂深さ a およびき裂形状を把握するため、ビーチマーク法によるき裂伝播測定を各試験片とも10回程度行った。各ケースについて同一条件の試験を2回ずつ実施した。

なお、ビーチマーク操作中の繰返し数についてはビーチマーク操作前後のき裂伝播速度とビーチマーク操作中のき裂進展量より、等価疲労繰返し数に変換し、繰返し数補正を行った。

疲労試験は、き裂が板厚を貫通するまで行い、その後疲労破面を切り出しビーチマーク観察を行った。Fig. 4.2に疲労破面を示す。これらの破面写真から分かるように、ほぼ良好なビーチマーク模様を得られている。

測定結果から、深さ方向および表面方向についてき裂伝播挙動を良好に把握できた。

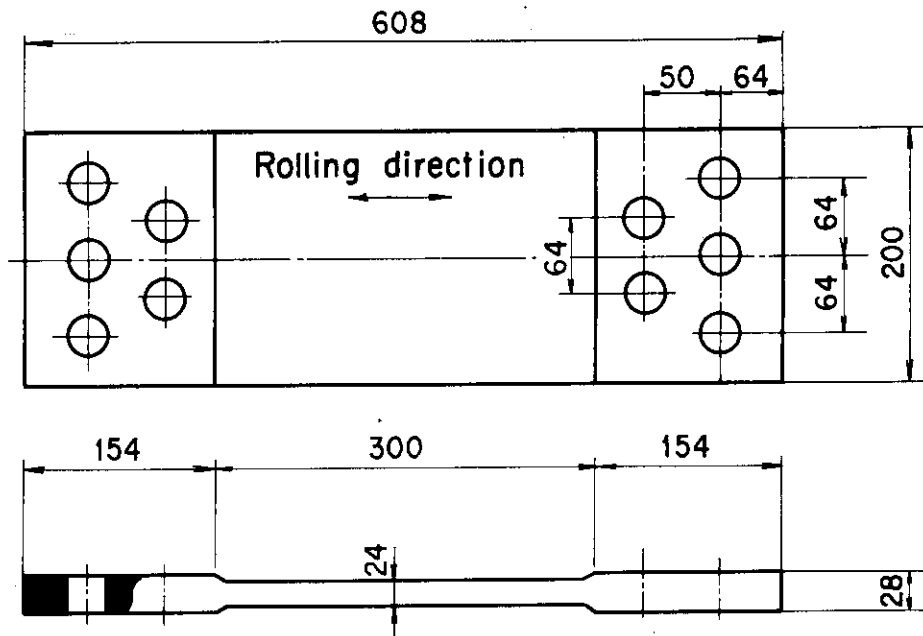
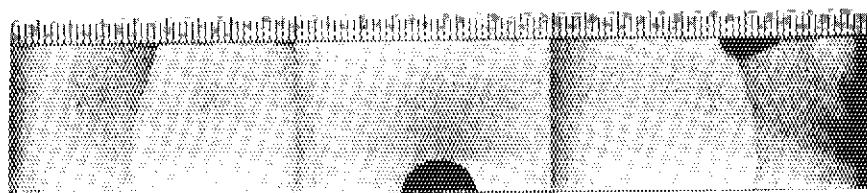


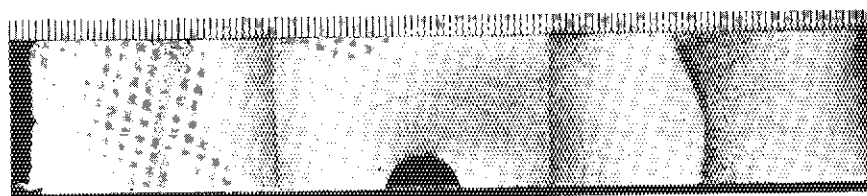
Fig.4.1 Geometry of flat plate specimen

Table 4.2 Geometry of initial defects and test conditions

Case No. (Specimen) No.	Case 1 (FL-1) (FL-2)	Case 2 (FL-3) (FL-4)	Case 3 (FL-5) (FL-6)
Items			
Number of cracks and Crack interval			
Stress range	$\Delta\sigma = 14 \text{ kg/mm}^2$		
Stress ratio	$R = 0.05$		
Geometry of test section	24 mm t \times 200 mm W		
Geometry of EDM defect	5 mm depth \times 12 mm length		
Cyclic rate	$f = 7 \text{ Hz}$		



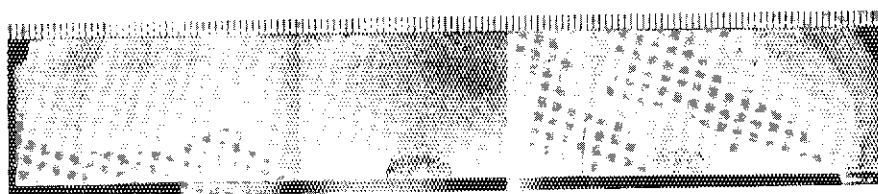
FL-1 specimen



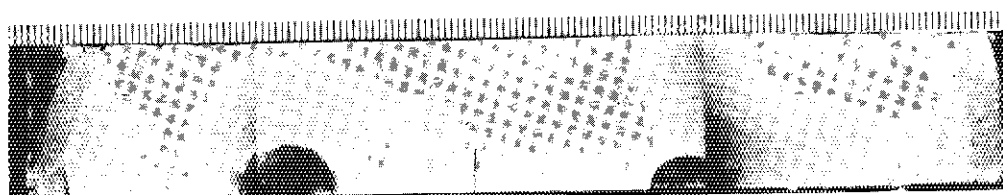
FL-2 specimen



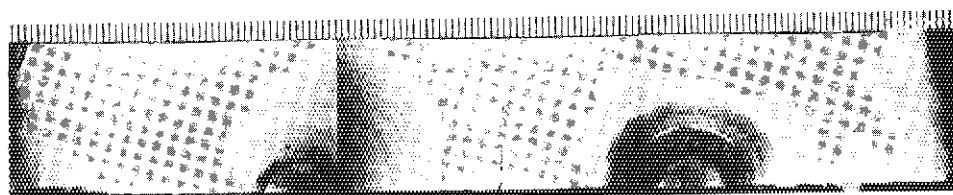
FL-3 specimen



FL-4 specimen



FL-5 specimen



FL-6 specimen

Fig.4.2 Appearance of fracture surface

4.3 試験結果

4.3.1 自由表面の影響の検討

これまでに得られている軸力荷重下における半円表面き裂の表面点での応力拡大係数は、最深部より10%程度高いのが普通である。⁴⁴⁾⁴⁶⁾このことは、き裂伝播速度は応力拡大係数によって一義的に定まるといふ従来の研究結果を前提にすれば、表面き裂は1.0以下のアスペクト比へと均衡して成長しなければならないことを示している。

しかし、本章で示す平板試験結果から得られたき裂のアスペクト比は、あるき裂深さの領域で1.0以上となっており、上記のことと矛盾している。このことは、すでに指摘したように、表面き裂前面における自由表面効果によると考えられる。すなわち、き裂前面では自由表面があるため平面応力状態であり、一方内部では、き裂前縁は拘束が大きく平面歪となる。そのため、表面近傍において応力状態の遷移が生じ、さらに、平面歪状態で拘束の大きな内部より塑性変形が生じやすくなる。その結果、表面付近においては内部より塑性変形による応力緩和が生じやすくなる。

自由表面付近でき裂伝播が遅れる理由は、以上のような事情によると考えられるが、このき裂前面における効果は、これまでに得られている応力拡大係数解析結果には考慮されていない。

そこで、ここでは平板試験結果に基づきつぎの方法で表面効果係数を導びく。

Fig. 4.3は、各試験結果について表面および最深部のき裂伝播速度と応力拡大係数範囲の関係を示したものである。応力拡大係数はNewman and Raju⁴⁶⁾によって得られた解を用いた。

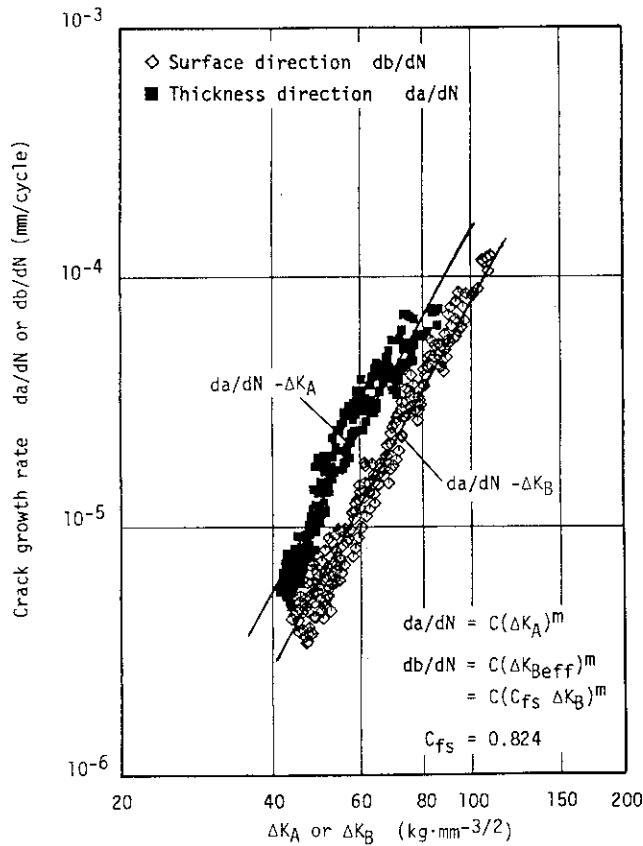


Fig.4.3 Relationship between crack growth rate and range of stress intensity factor in the thickness and surface direction

同図から明らかなように、応力拡大係数範囲とき裂伝播速度の関係は最深部と表面で異なった曲線となり、表面の方が伝播速度が低くなっている。表面における $db/dN - \Delta K_B$ 曲線は、最深部における $da/dN - \Delta K_A$ 曲線に対して大略平行である。最深部における $da/dN - \Delta K_A$ 曲線の方が材料のき裂伝播特性に近いと考えられるので、補正した後の $db/dN - \Delta K_{B, eff}$ 曲線は、 $da/dN - \Delta K_A$ 曲線と一致すべきである。以上のことから表面効果補正として、大略、Fig. 4.3 における $db/dN - \Delta K_B$ 曲線を平行移動した $\Delta K_{B, eff} = C_{fs} \Delta K_B$ の補正が近似的に可能であると判断される。従って、Fig. 4.3 からつぎの補正係数が得られる。

$$C_{fs} = \frac{\Delta K_{B, eff}}{\Delta K_B} = 0.824 \quad (4.1)$$

なおこの補正係数は、試験したオーステナイトステンレス鋼に対するものであり、材料が異なる場合には多少値が異なるものと考えられる。

4.3.2 隣接き裂の干渉効果の検討

試験結果から得られたき裂伝播曲線において、貫通までの寿命の大半は、き裂が小さい期間で占められているので、隣接き裂の干渉効果は、き裂伝播寿命の全体には余り影響をおよぼさない。しかし、Fig. 4.2 におけるビーチマーク破面から分かるように、隣接き裂内側への伝播長さは外側への伝播長さ比べ大きくなっており、き裂の干渉が内側においてより大きく生じていることを示している。

Fig. 4.4 は、表面での伝播速度について内側と外側の伝播速度比 α と、き裂の接近度 λ との関係を示したものである。ただし、FL-4 のデータについては左右のき裂がアンバランスに進展し、

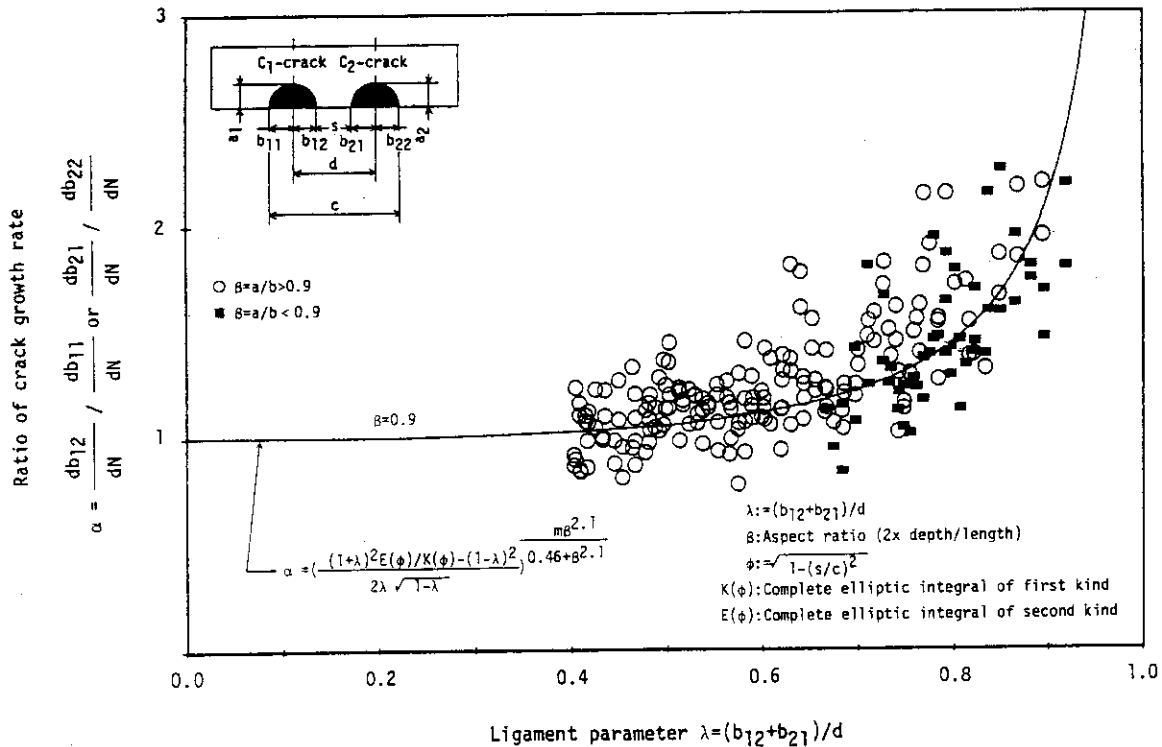


Fig.4.4 Influence of adjacent crack on the crack growth rate db_{12}/dN or db_{21}/dN

正しく評価できないので除外した。同図において、き裂が合体点 ($\lambda = 1$) に近づくとつれ α が大きくなり、干渉効果が生じていることが明らかである。

図における α は主にき裂接近度 λ に依存し、そのほか、アスペクト比 β にも依存すると考えられるが以下同図をもとにき裂干渉効果を検討する。

2個の表面き裂の内側表面点に対する干渉効果 ($C_{si} = (K_{B, inside})_{two-crack} / (K_B)_{single-crack}$) はつぎのように考えられる。すなわち、き裂が接近すると干渉効果が大きくなり ($C_{si} \rightarrow \infty$)、遠ざかる場合には次第に消失する ($C_{si} \rightarrow 1$)。また、き裂長さおよびき裂間隔が同一であってもアスペクト比 β が大きく深いき裂に対して干渉効果はより大きく、この場合 β の増加に従って2個の貫通き裂の干渉効果に漸近し、逆に、 β が0に近づく場合は干渉効果は無くなる ($C_{si} \rightarrow 1$) と考えられる。

一方、外側表面点に対する干渉効果 ($C_{so} = (K_{B, outside})_{two-crack} / (K_B)_{single-crack}$) は、内側と同様の傾向であるが内側よりかなり小さく、合体位置において有限値となる。また、 C_{so} の上限も等長貫通き裂の外側の干渉効果 (C_{to}) に漸近すると考えられる。 C_{to} の値は、 $\lambda = 0.9$ で $C_{to} = 1.12$ 、合体点 ($\lambda = 1.0$) において $C_{to} = \sqrt{2}$ であり⁹⁸⁾、表面き裂の場合はそれよりさらに小さくなるので、 β が大きくない場合は、外側表面点に対する干渉効果は無視しても問題はないと考えられる。

以上の考察から Fig. 4.4 の α は、近似的に単一き裂との伝播速度比としても大きな誤差はない。すなわち、

$$\begin{aligned} \alpha &= \frac{(db/dN)_{inside}}{(db/dN)_{outside}} \\ &\approx \frac{(db/dN)_{inside}}{(db/dN)_{single}} \end{aligned} \quad (4.2)$$

一方、2個の等長貫通き裂の応力拡大係数は、石田⁹⁸⁾により解が得られており、この解から得られる内側の干渉効果 C_{ii} はつぎの通りである。

$$\begin{aligned} C_{ii} &= K_{inside} / K_{single} \\ &= \frac{(1+\lambda)^2 E(\phi) / K(\phi) - (1-\lambda)^2}{2\lambda\sqrt{1-\lambda}} \end{aligned} \quad (4.3)$$

ここで、 $\phi = 2\sqrt{\lambda} / (1+\lambda)$ である。

き裂伝播則に Paris 則を適用すれば、2個の等長貫通き裂と単一貫通き裂の伝播速度比 α_t はつぎの通りである。

$$\alpha_t = \left\{ \frac{(1+\lambda)^2 E(\phi) / K(\phi) - (1-\lambda)^2}{2\lambda\sqrt{1-\lambda}} \right\}^m \quad (4.4)$$

ここで、表面き裂の干渉効果の上限が貫通き裂の干渉効果に一致することを考慮すると、 $\beta \rightarrow \infty$ で $\alpha \rightarrow \alpha_t$ および $\beta \rightarrow 0$ で $\alpha \rightarrow 1.0$ となるので、この関数形をつぎのように仮定する。

$$\alpha = \alpha_t \beta^n / (A + \beta^n) \tag{4.5}$$

Fig. 4.4 に示す実験データを基に A および n の最適値を求めた結果、 $A = 0.46$ 、 $n = 2.1$ が得られた。

(4.4) 式および (4.5) 式から、表面き裂の内側表面点での干渉効果係数について次式が得られる。

$$C_{si} = \alpha^{1/m} \frac{\beta^{2.1}}{0.46 + \beta^{2.1}} = \left\{ \frac{(1+\lambda)^2 E(\phi) / K(\phi) - (1-\lambda)^2}{2\lambda \sqrt{1-\lambda}} \right\} \tag{4.6}$$

Fig. 4.4 における実線は、 $\beta = 0.9$ として (4.5) 式を用いて描いたものであり、また各実験点は β が 0.9 以上のものと 0.9 以下のものに区別してプロットしたものである。データにはかなりバラツキがあるが、 $\beta < 0.9$ のデータの平均は実線の下に、 $\beta > 0.9$ のデータの平均は実線の上に来る傾向を示しており、アスペクト比依存性が認められる。Fig. 4.5 は、村上、西谷⁹³⁾によって求められた等大半円き裂の干渉効果の計算結果および新井、井野ら⁹¹⁾によって得られた実験式と (4.6) 式とを比較したものである。新井らの実験式には、アスペクト比の効果は考慮されていないが、この式はほぼ貫通き裂の干渉効果に一致し、大きすぎる値を与えると思われる。(4.6)

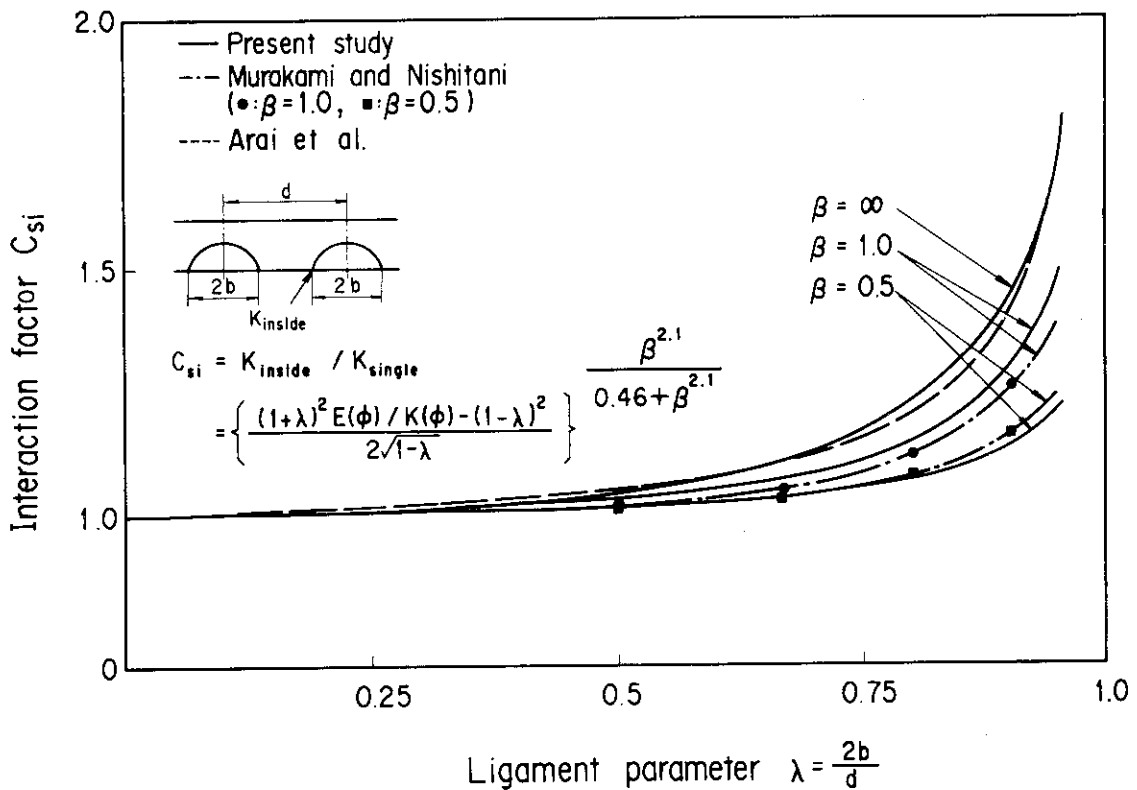


Fig.4.5 Comparison of interaction effect of surface cracks⁹¹⁾⁹³⁾

式は、村上らの解析結果に比較し、 $\beta = 1.0$ では若干大きめの値を与え、 $\beta = 0.5$ では逆の傾向を示しているが、ほぼ妥当な値と思われる。従って、干渉効果のアスペクト比依存性については、(4.6)式によりほぼ良好に評価できると思われる。表面き裂の干渉効果は、最深点に対しても存在するが、村上らの結果からも分かるように、無視しても問題はないと考えられる。

4.4 複数表面き裂の伝播予測法の提案

前節において求められた表面効果係数および干渉効果係数の実験式を用いて、ここでは複数表面き裂の伝播予測法を提案する。

Fig. 4.6に予測法の流れ図を示す。伝播予測は、つぎの手順により行うものとする。

- (1) き裂形状は ASME Code Sec. XI と同様に、半楕円形状にモデル化する。
- (2) 荷重条件から断面における $\Delta\sigma_m$ 、 $\Delta\sigma_s$ を求め、これとき裂形状から Newman and Raju⁴⁶⁾ の解を用いて、最深部の応力拡大係数範囲 (ΔK_A) および表面の応力拡大係数範囲 (ΔK_B) を求める。
さらに、 ΔK_B については、(4.1)式および、(4.6)式を用いてつぎのように補正する。

$$\Delta K_{B, \text{eff}} = C_{fs} C_{si} \Delta K_B$$

ただし、左右のき裂寸法が異なる場合は、き裂間のリガメント ($s = d - b_{12} - b_{21}$) を同一寸法とし、深さ、および長さは大きい方の値を持つ、等大半楕円き裂に置き換え、 C_{si} を評価するものとする。

- (3) 得られた ΔK_A 、 $\Delta K_{B, \text{eff}}$ を基に、材料のき裂伝播特性 ($da/dN - \Delta K$ 曲線) を用いて、1 サイクル当りの Δa 、 Δb を求める。
- (4) $a = a + \Delta a$ 、 $b = b + \Delta b$ として、つぎのステップの計算に移る。ただし、き裂の合体は隣接するき裂が接したときに生ずると仮定し、合体後は、新たに最深部と $1/2$ 長さを両軸の半径とする単一の半楕円き裂になると仮定し、き裂形状を更新する。

以上の手順により複数表面き裂の伝播予測が可能である。

Table 4.3に ASME Code Sec. XI の方法と本法との比較を示す。この比較から分かるように、本法はつぎの点の特徴となっている。

- (1) 表面き裂の伝播における表面効果および隣接き裂の干渉効果が予測中に含まれている。
- (2) き裂伝播則を深さ方向と表面方向にそれぞれ独立して適用するので、き裂形状変化が適切に予測できる。従って、Sec. XI で採用しているアスペクト比一定の仮定によって生ずるような不都合は生じない。
- (3) 干渉効果およびき裂形状変化を適切に評価するので、合体の判定方法についても、Sec. XI の場合より合理的であり明確となっている。

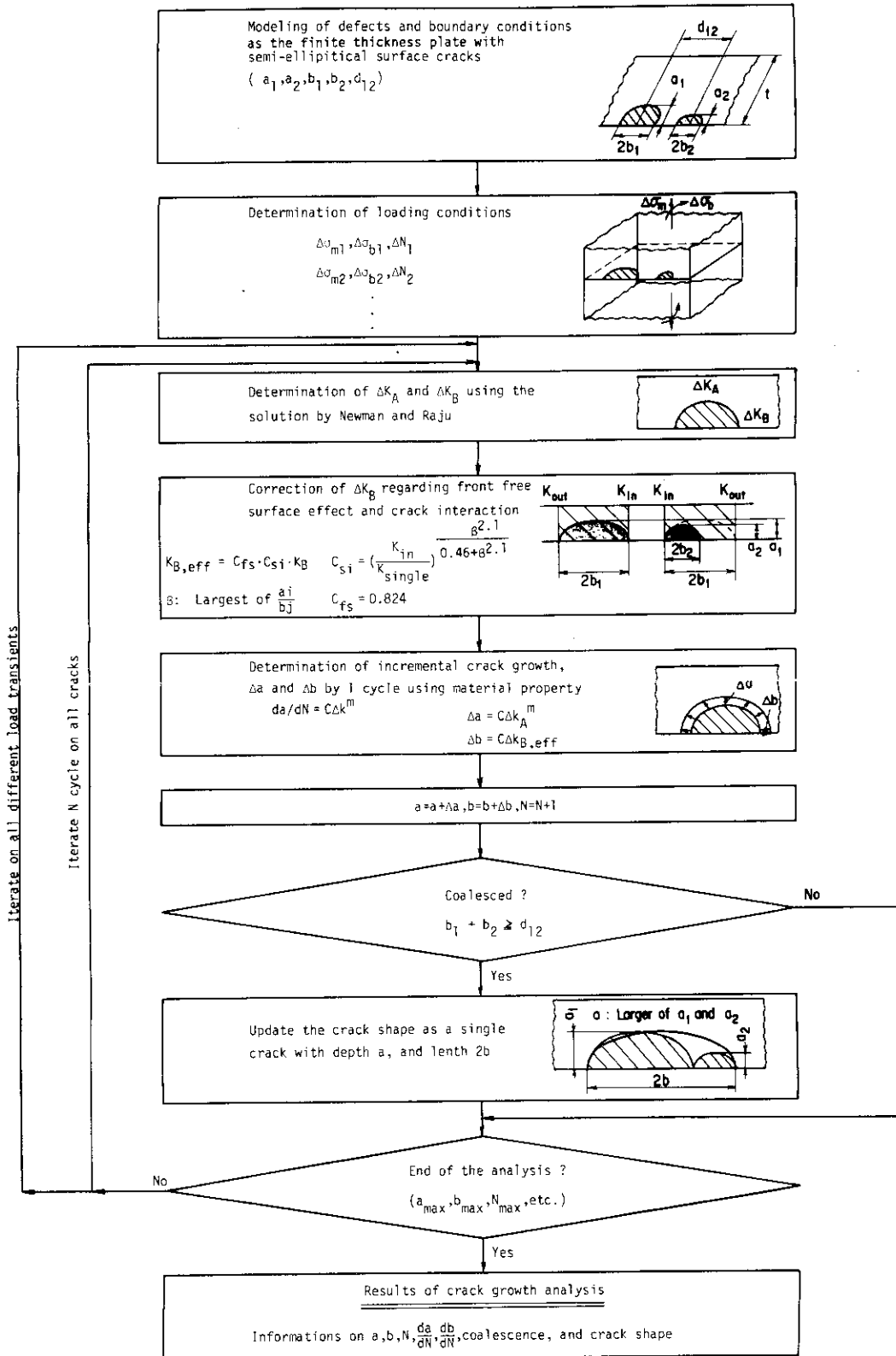
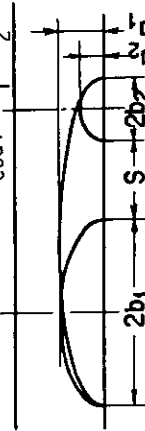
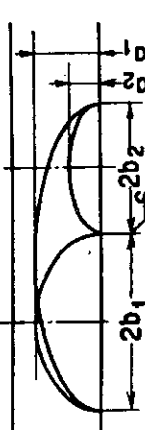


Fig.4.6 Flow of the proposed evaluation procedure for collinear surface crack growth

Table 4.3 Comparison between proposed evaluation procedure and ASME Code Sec.XI

Items	Method I (ASME Code Sec. XI)	Method II (Present study)
Model for analysis	Flat plate with single or multiple semi-elliptical cracks subjected to membrane and bending stresses	Flat plate with single or multiple semi-elliptical cracks subjected to membrane and bending stresses
Criteria for crack coalescence	Coalescence: $s = 2a_1, a_{coal} = a_1$ $b_{coal} = b_1 + b_2 + s/2$ 	Coalescence: $s = 0, a_{coal} = a_1$ $b_{coal} = b_1 + b_2$ 
Interaction of adjacent cracks	Included in the crack coalescence criteria	$C_{si} = \left(\frac{(1+\lambda)^2 E(\phi) / k(\phi) - (1-\lambda)^2}{2\lambda\sqrt{1-\lambda}} \right)^{\beta^2.1}$ $k_{Beff} = C_{si} k_B$
Influence of front free surface	Neglected	$C_{fs} = 0.824, k_{Beff} = C_{fs} k_B$
Application of crack growth formula	Thickness direction, only; Surface length is determined by the assumption that cracks grow geometrically similarly	Thickness and surface directions; Change of the crack shape can be evaluated reasonably

4.5 伝播予測結果と試験結果の比較

平板試験片の疲労試験から得られた表面き裂の伝播挙動に関し、ここでは以下に述べる3種類の予測法(予測法Ⅰ～予測法Ⅲ)によるき裂伝播予測を行い、試験結果と比較する。

予測法Ⅰは、ASME Code Sec. XIに規定された方法であり、予測法Ⅱは前節で提案した方法である。さらに、予測法Ⅲは予測法Ⅱにおいて干渉効果および表面効果を考慮しない予測法、すなわち、干渉効果および表面効果の補正係数を1.0とした場合である。

上記の方法によるき裂伝播予測を行うには、材料のき裂伝播特性($da/dN - \Delta K$ 曲線)が必要であり、このデータは平板試験片と同一の板材から、中央き裂試験片(Center Cracked Tension Specimen; 幅160mm×板厚10mm×長さ500mm)を製作し、その疲労試験結果から求めた。Fig. 4.7に得られた $da/dN - \Delta K$ 曲線を示す。同図に示すように曲線の上下限は次の通りである。

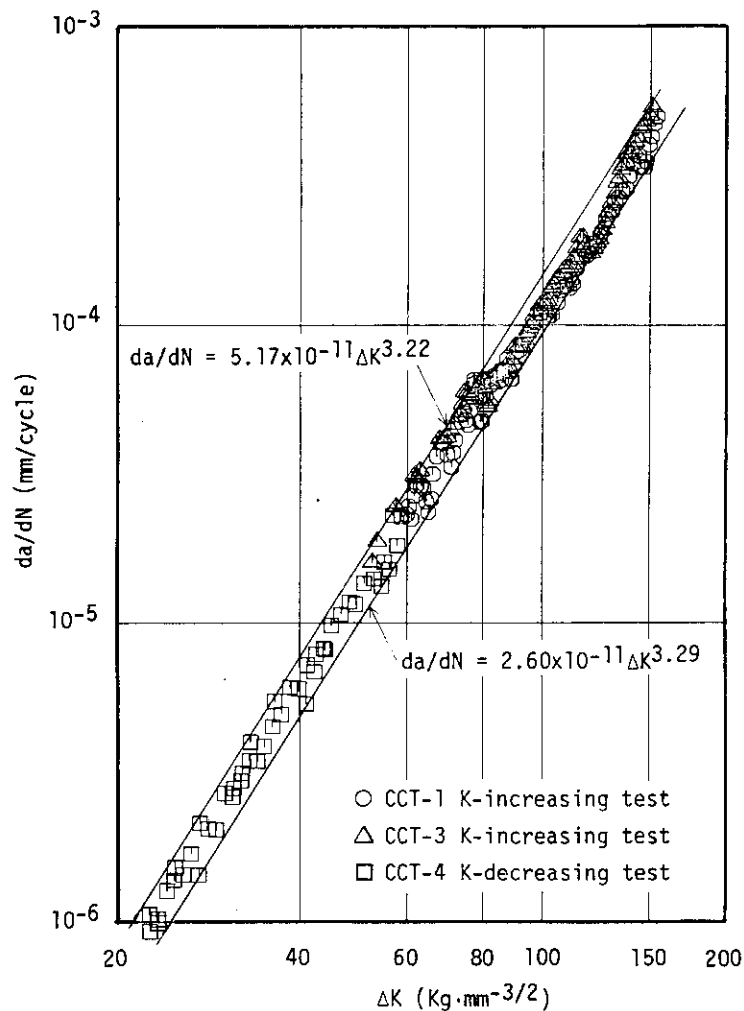


Fig.4.7 Material $da/dN - \Delta K$ curve of SUS304L stainless steel plate

$$\begin{aligned} \frac{da}{dN} &= 5.17 \times 10^{-11} \Delta K^{3.22} \quad (\text{上限}) \\ &= 2.60 \times 10^{-11} \Delta K^{3.29} \quad (\text{下限}) \end{aligned} \quad (4.7)$$

各予測法によるき裂伝播予測は、(4.7)式を用い上下限のバンド幅で行い、平板試験結果と比較した。

予測法Ⅰに基づく予測結果と、試験結果から得られたき裂伝播曲線の比較をFig. 4.8～Fig. 4.13に示す。

予測法Ⅰは、いずれの試験結果に対しても短寿命側の結果を与えている。とくに、ケース2およびケース3に対して、試験結果に比べかなりき裂が小さいうちに合体条件に達し、短寿命側の評価となっている。このことからSec. XIにおける合体判定基準は、合体判定点以後過大なき裂寸法評価結果を与えることが分かる。また、Sec. XIでは、き裂は同一形状を保持しながら伝播するという仮定が導入されているが、Fig. 4.2に示した破面観察結果から分かるように、き裂伝播に従って形状が変化している。このため相似形状保持の仮定は、き裂伝播評価に不正確さを生じさせるだけでなく、後に述べるように非安全側の評価を与える原因となる恐れもある。

予測法Ⅱおよび予測法Ⅲによる予測結果と試験結果との比較をFig. 4.14～Fig. 4.19およびFig. 4.20～Fig. 4.25に示す。予測法Ⅱの場合、伝播寿命の長いFL-2の試験結果を除けば、試験結果はいずれも予測値の上限と下限のバンド幅の中に入っていることが図から明らかであり、また、合体が起るき裂深さの予測値も各試験結果と良く一致している。

一方、表面効果およびき裂干渉効果を補正しない予測法Ⅲによる結果は、Fig. 4.20～Fig. 4.25から分かるように、いずれの場合も短寿命側のき裂伝播予測となっている。従って、補正を導入した予測法Ⅱは最も試験結果に近いき裂伝播予測値を与えることが以上のことから分かる。

つぎに、き裂伝播にともなうき裂形状の変化を、アスペクト比(a/b)と無次元化したき裂深さとの関係で求め、各予測法から得られた結果と試験結果とを比較したのがFig. 4.26～Fig. 4.31である。いずれの試験結果においても、き裂伝播に伴ないアスペクト比は初期値($\beta=0.83$)から増加し、 a/t が0.5程度で $\beta=1.0\sim 1.2$ の最大値を示し、その後減少していくことが分かる。Sec. XIでは、相似き裂形状が保持されるという仮定を導入しているため、予測法Ⅰによるアスペクト比は合体位置まで一定値を保ち、試験結果とは一致しない。また、試験結果と比較しき裂がかなり浅いうちに合体条件に達していることは、Fig. 4.26～Fig. 4.31からも明らかである。

一方、予測法Ⅱは、いずれも試験結果の傾向と良く一致する。単一欠陥の場合、 a/t が0.7以上になると試験結果から得られたアスペクト比の減少の割合が予測法Ⅱより大きくなり、試験結果はいくぶん小さなアスペクト比を示す。

このことから、き裂が深くなると最深部ではBack surfaceの影響により局所的な塑性変形による応力緩和が生じ、その結果、き裂伝播が起りにくくなることも考えられる。

Newman and Rajuの解は、 a/t が0.8以上まで適用可能であり、予測法Ⅱによるき裂形状変化の予測値も、この $a/t=0.8$ 程度までは良好である。また、ケース2に対しては合体時のき裂深さの予測値も良好であり、 a/t が0.8までの範囲では、予測法Ⅱにより良好に合体時のき裂深さも予測できると判断される。ケース3の試験結果では、予測値より浅い位置で合体が起きて

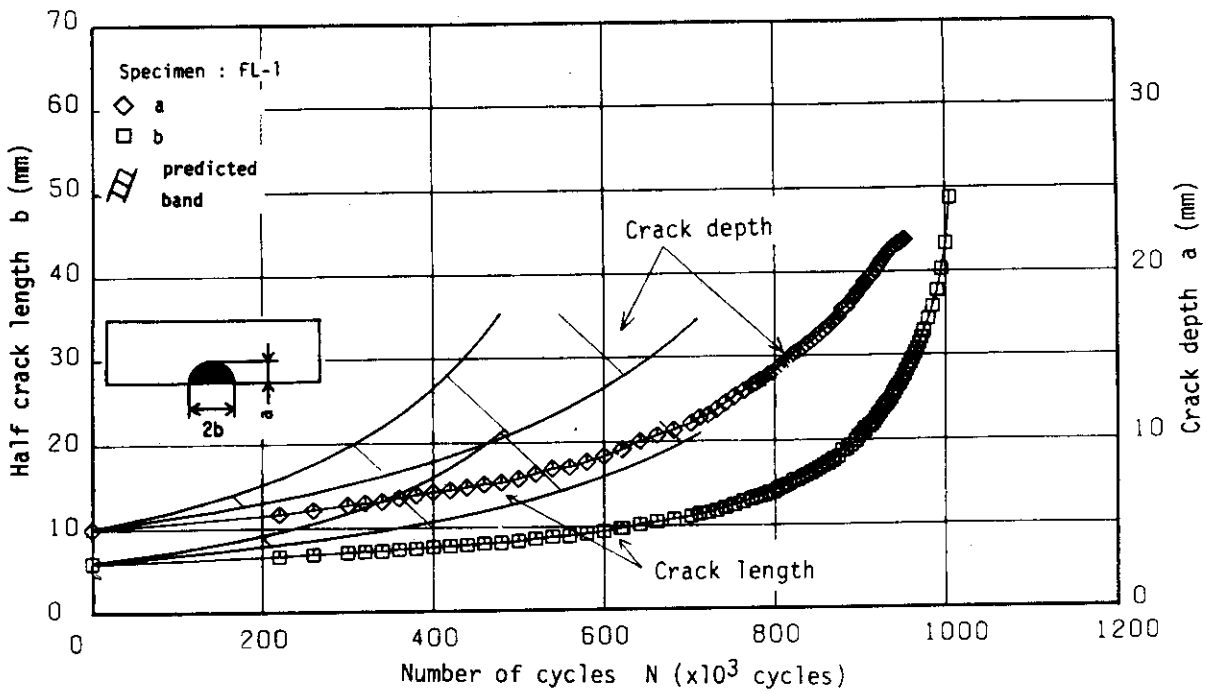


Fig.4.8 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method I (ASME,Sec.XI)

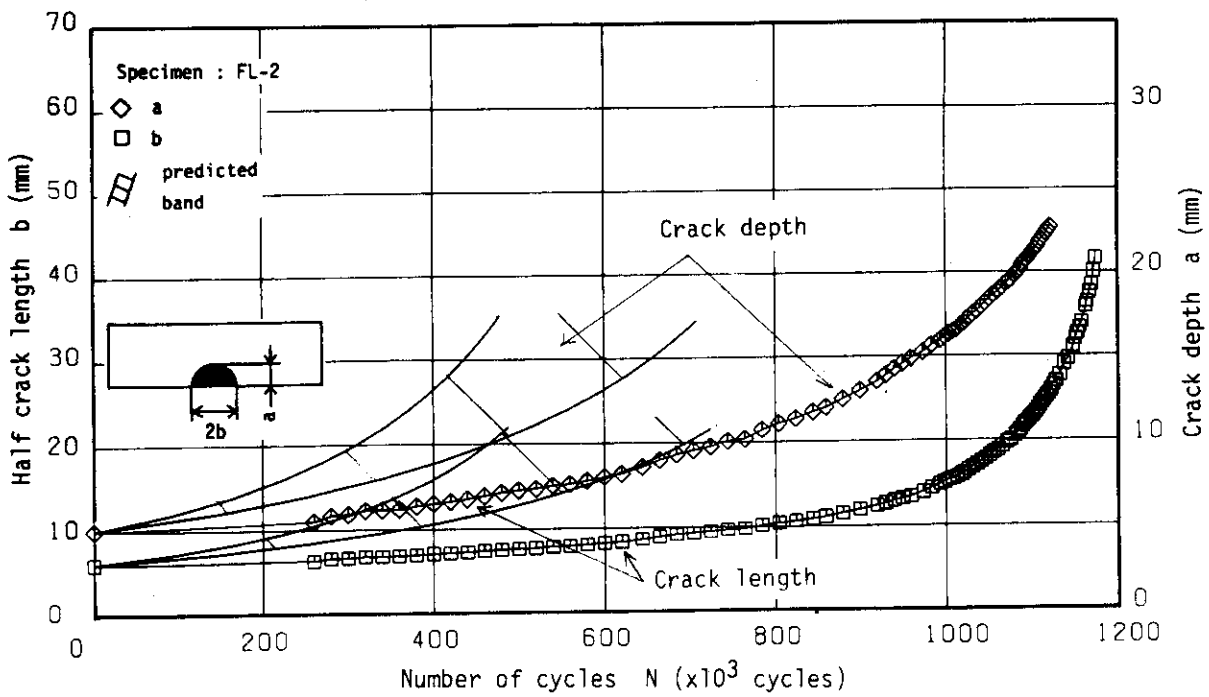


Fig.4.9 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method I (ASME,Sec.XI)

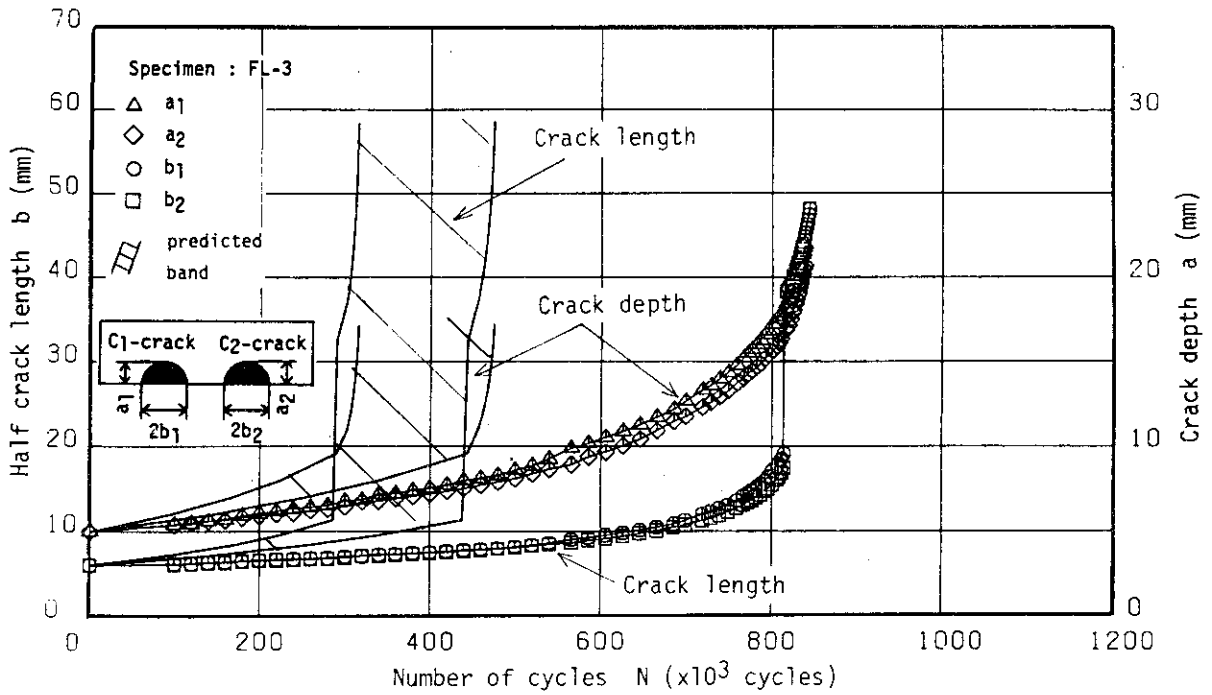


Fig.4.10 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method I (ASME,Sec.XI)

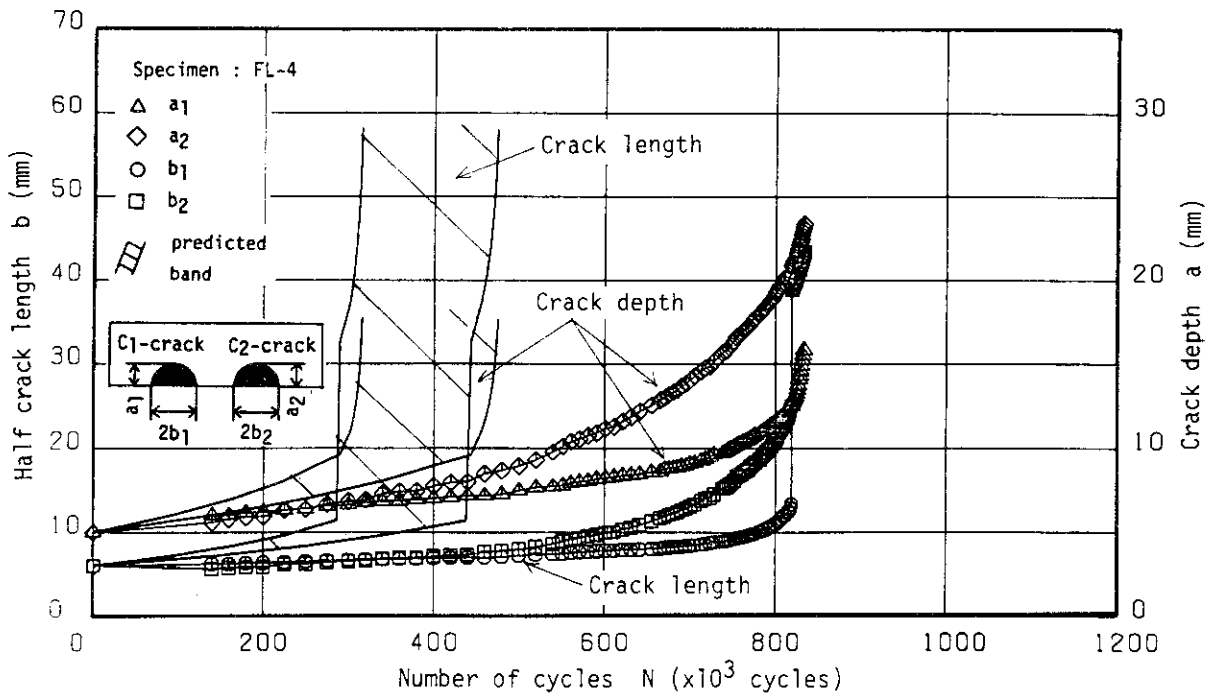


Fig.4.11 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method I (ASME,Sec.XI)

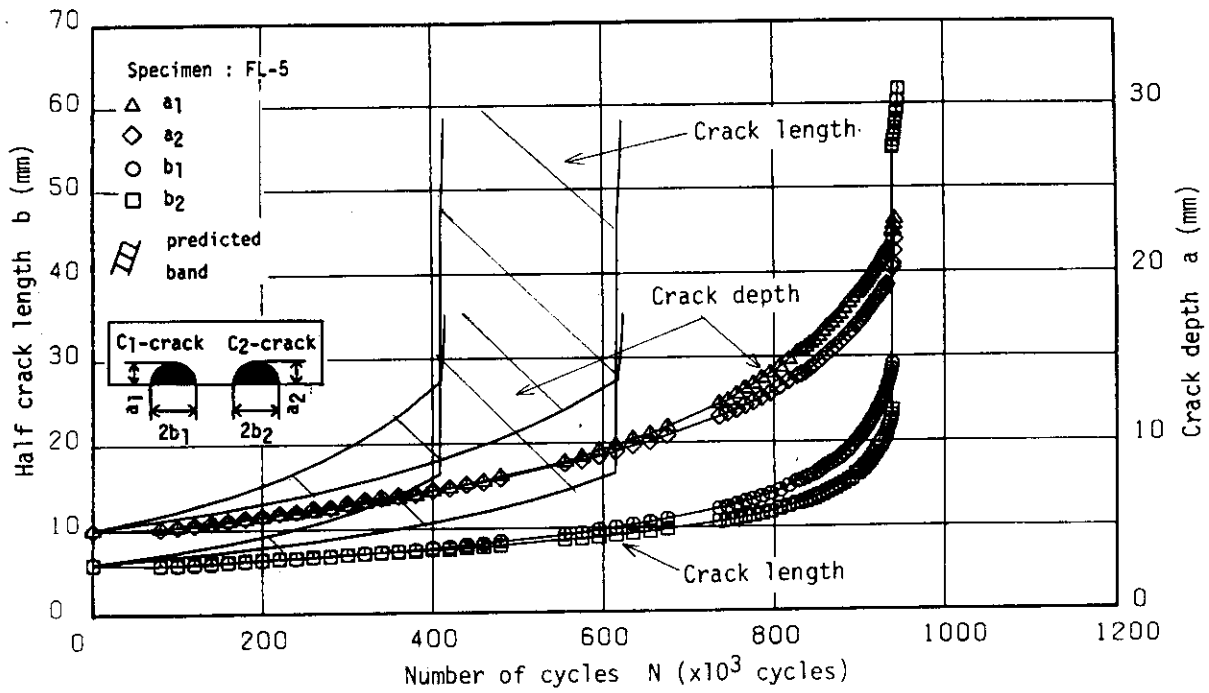


Fig.4.12 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method I (ASME,Sec.XI)

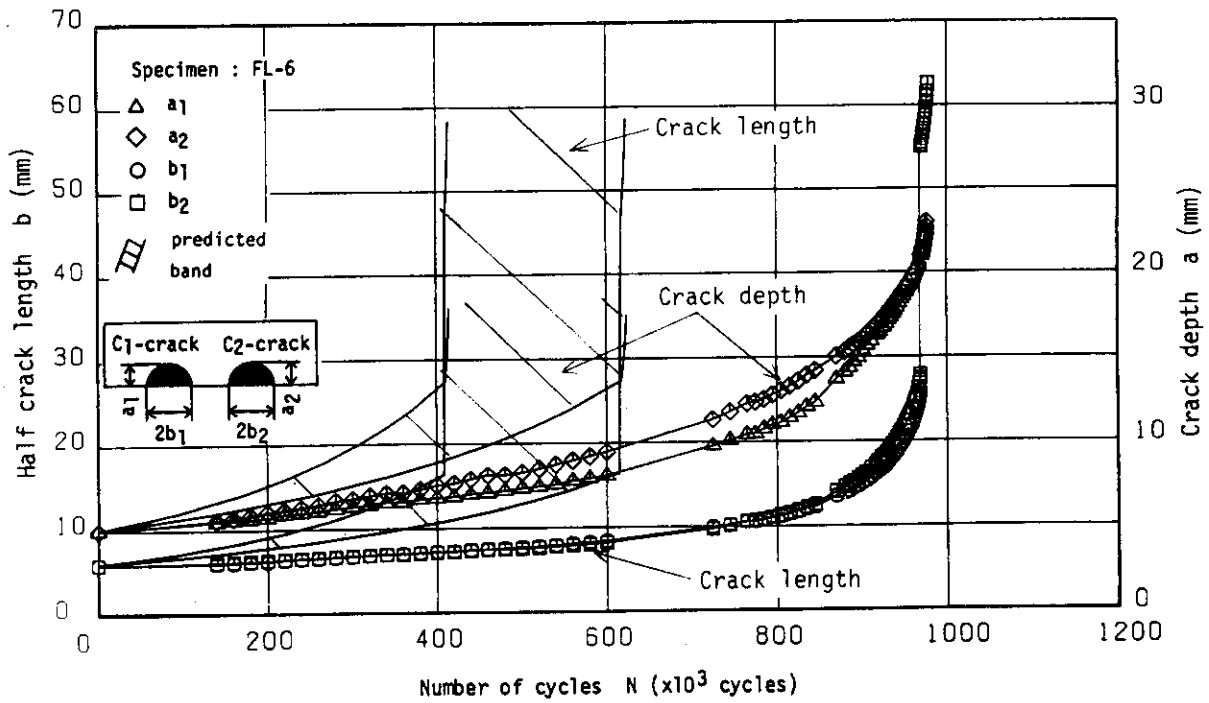


Fig.4.13 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method I (ASME,Sec.XI)

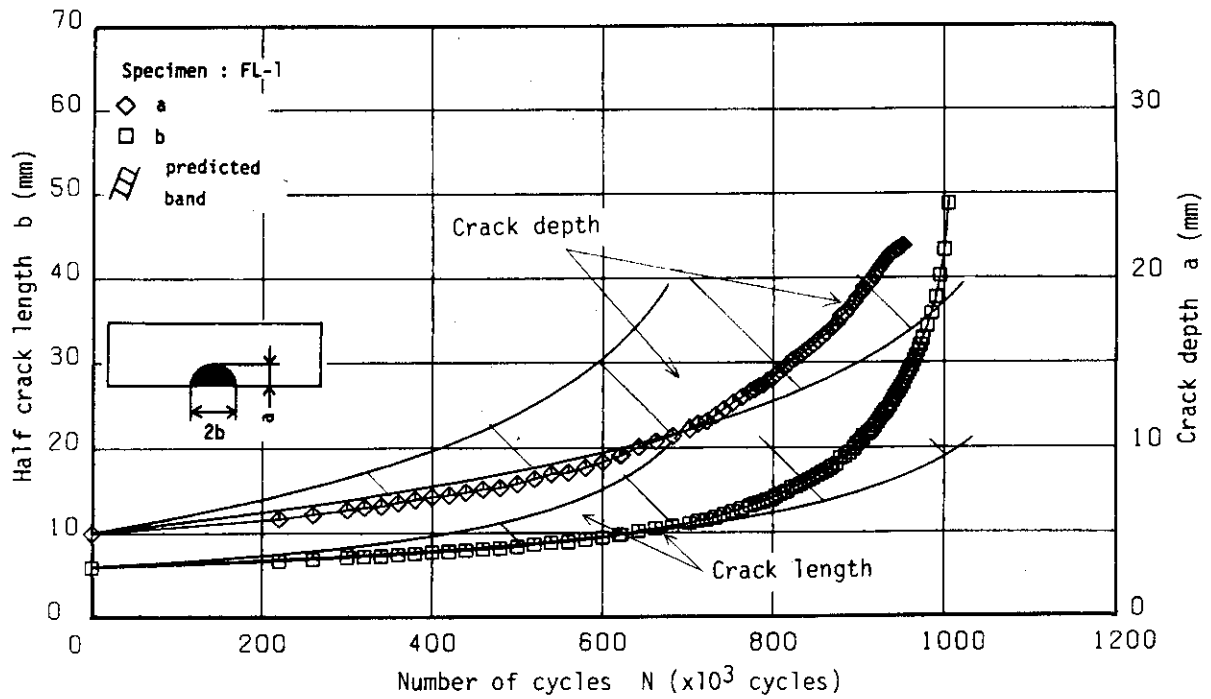


Fig.4.14 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method II (Present study)

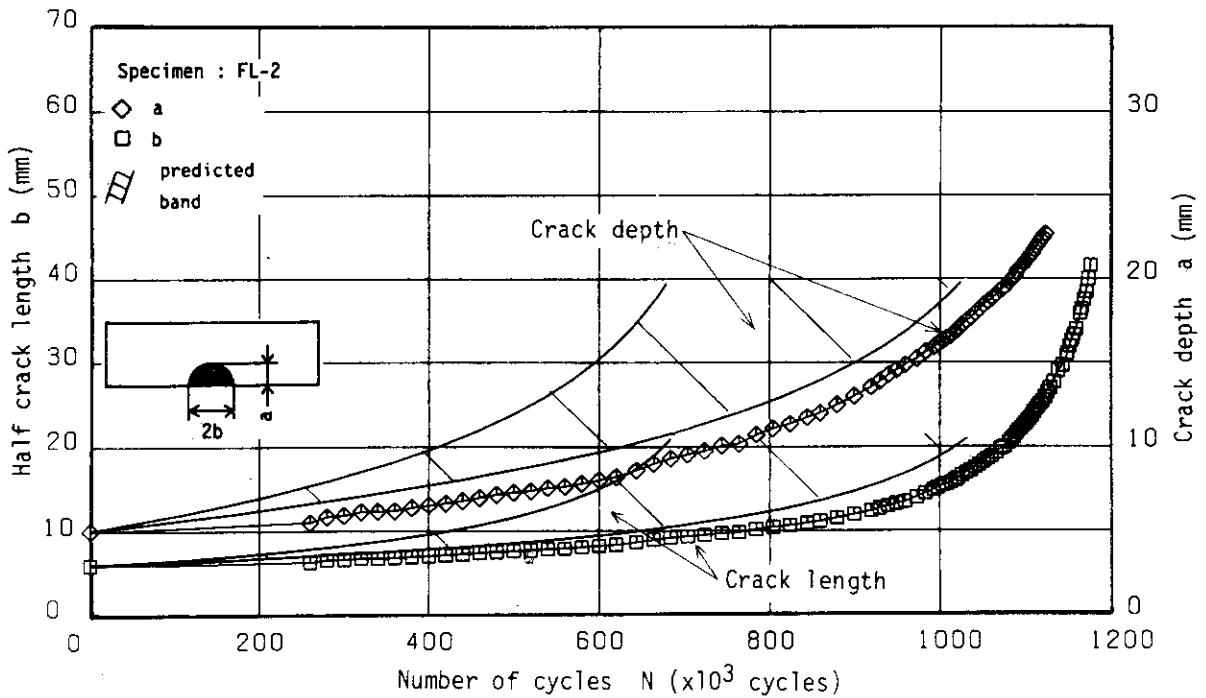


Fig.4.15 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method II (Present study)

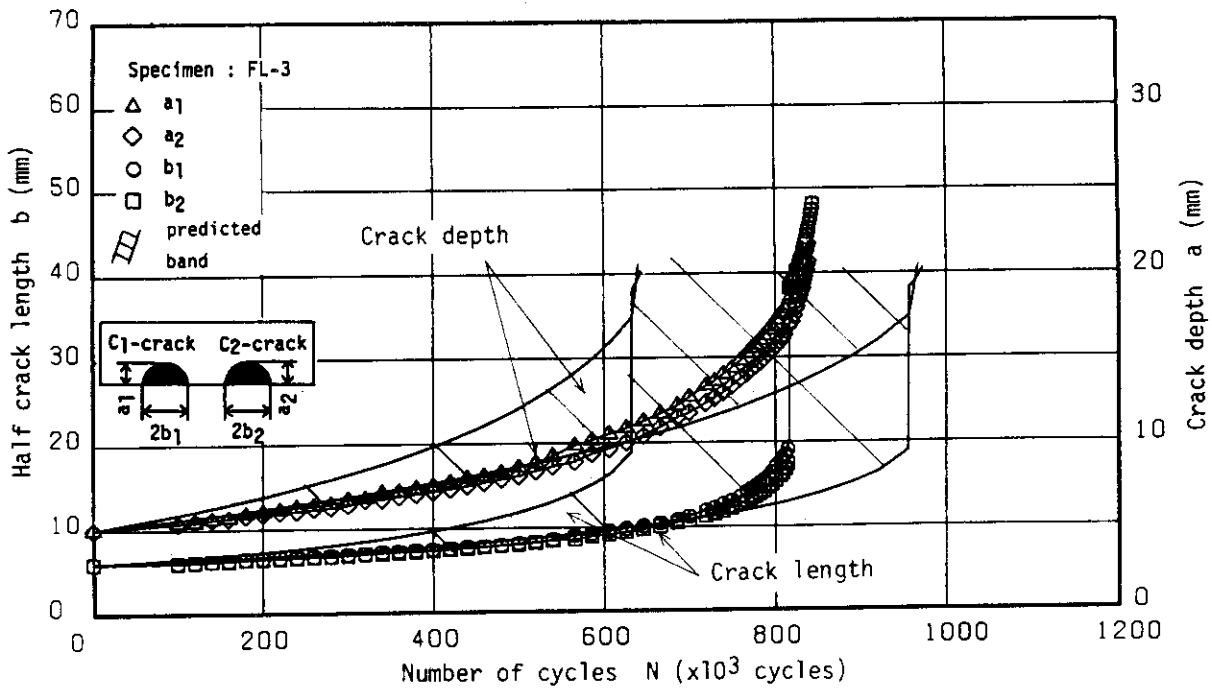


Fig.4.16 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method II (Present study)

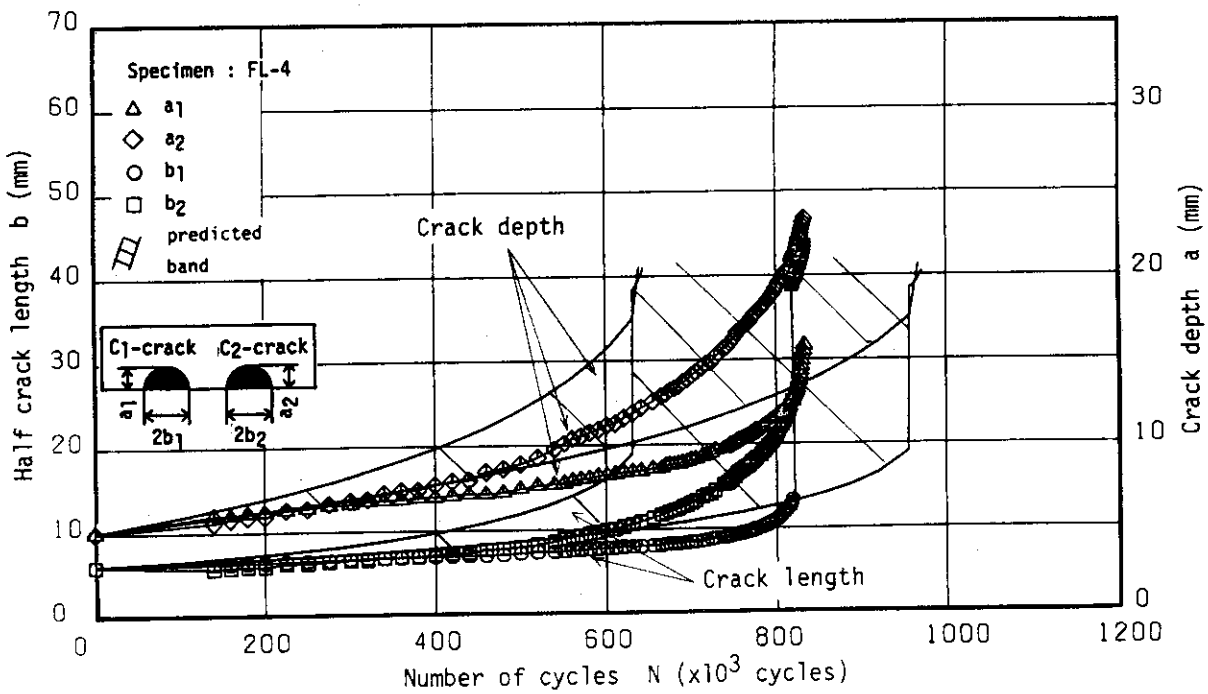


Fig.4.17 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method II (Present study)

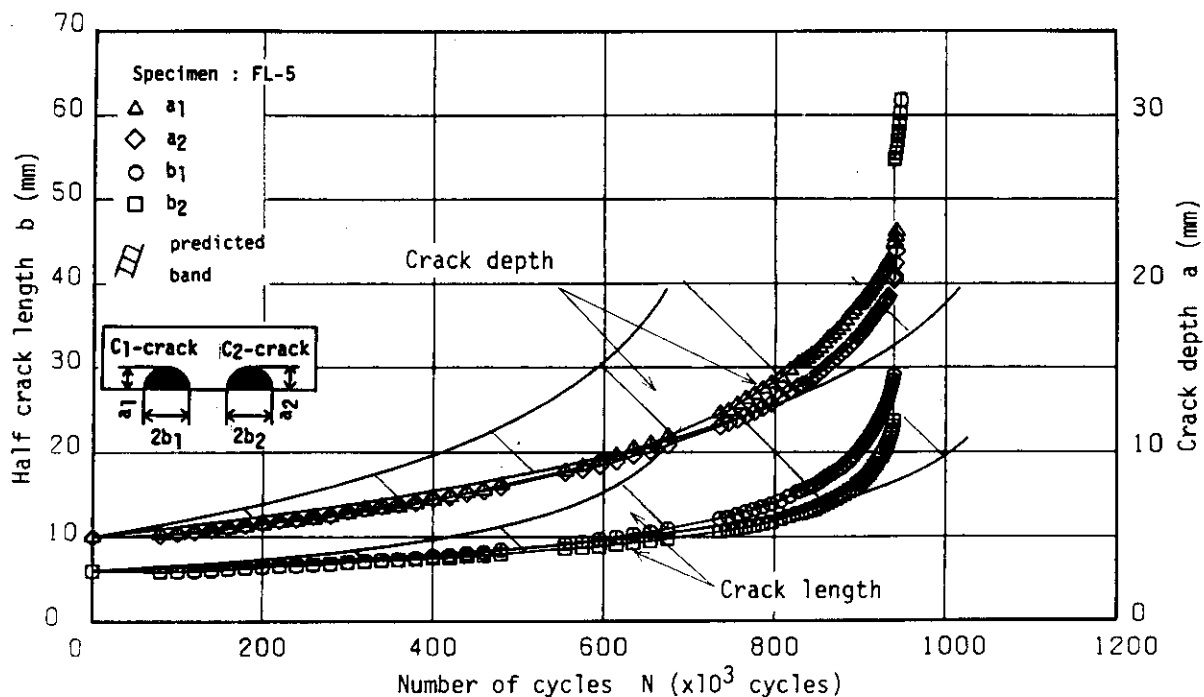


Fig.4.18 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method II (Present study)

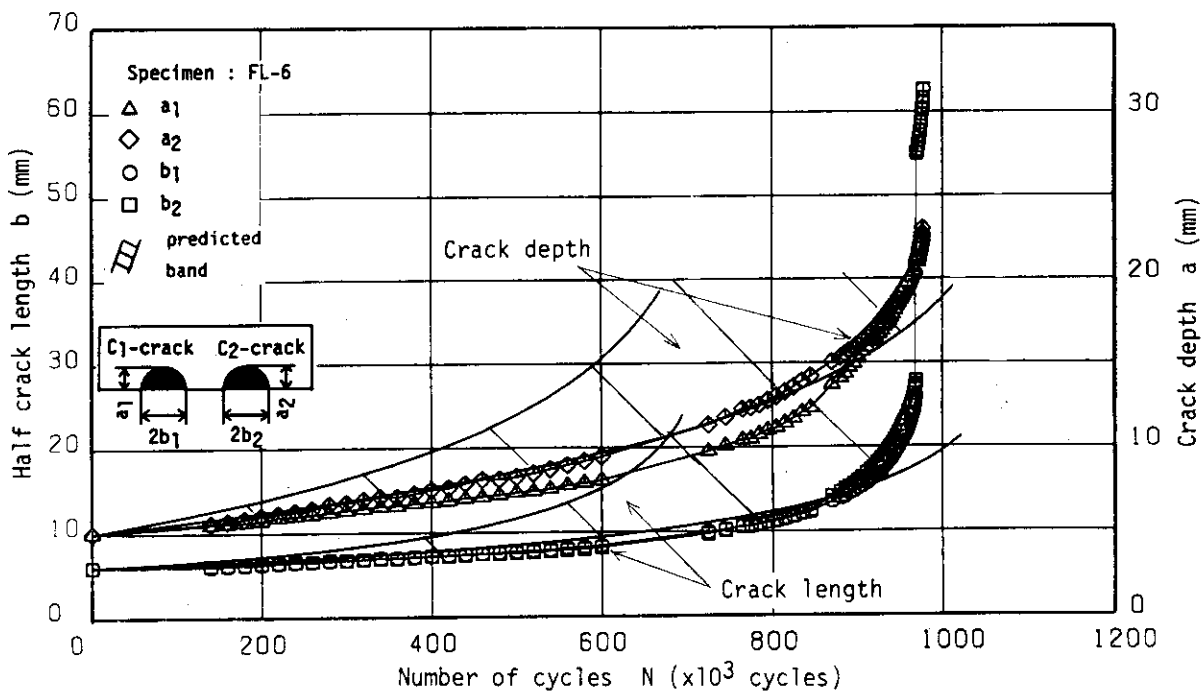


Fig.4.19 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method II (Present study)

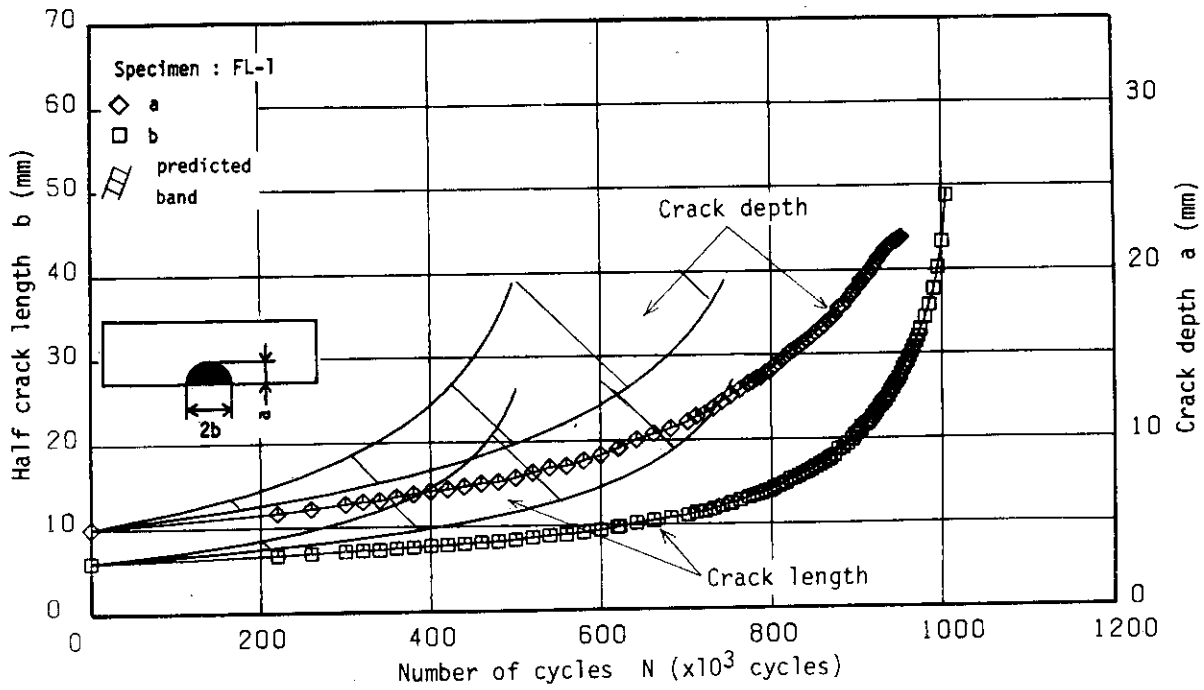


Fig.4.20 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method III (Present study)

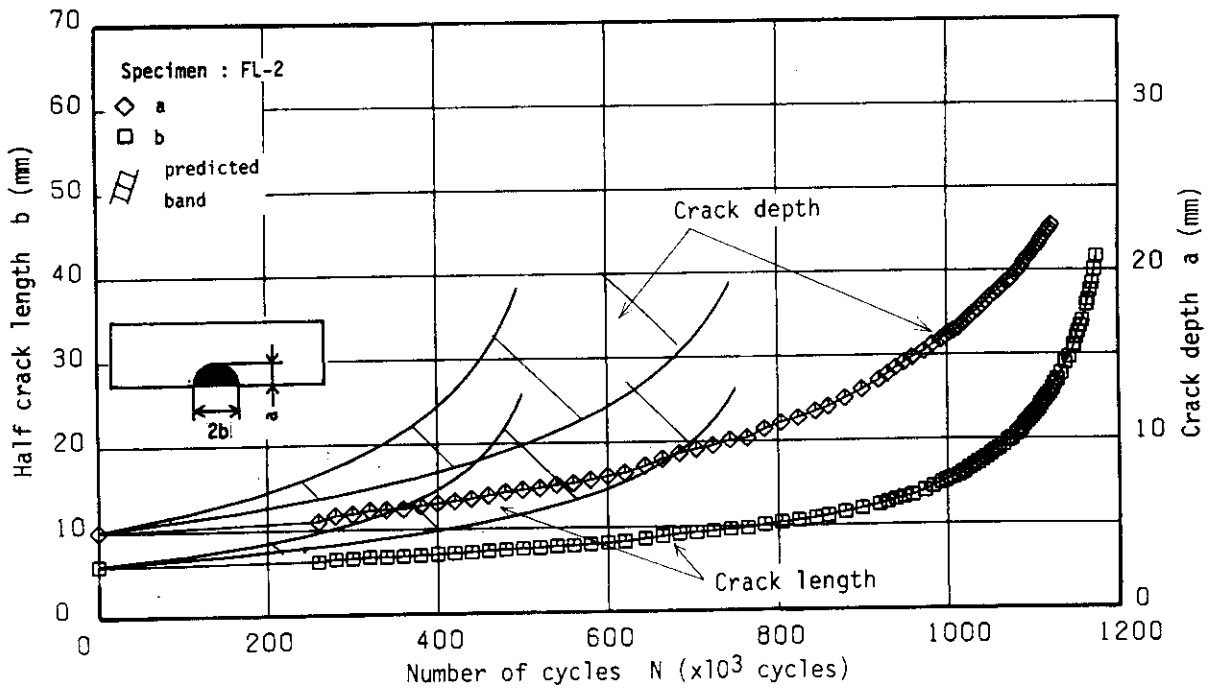


Fig.4.21 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method III (Present study)

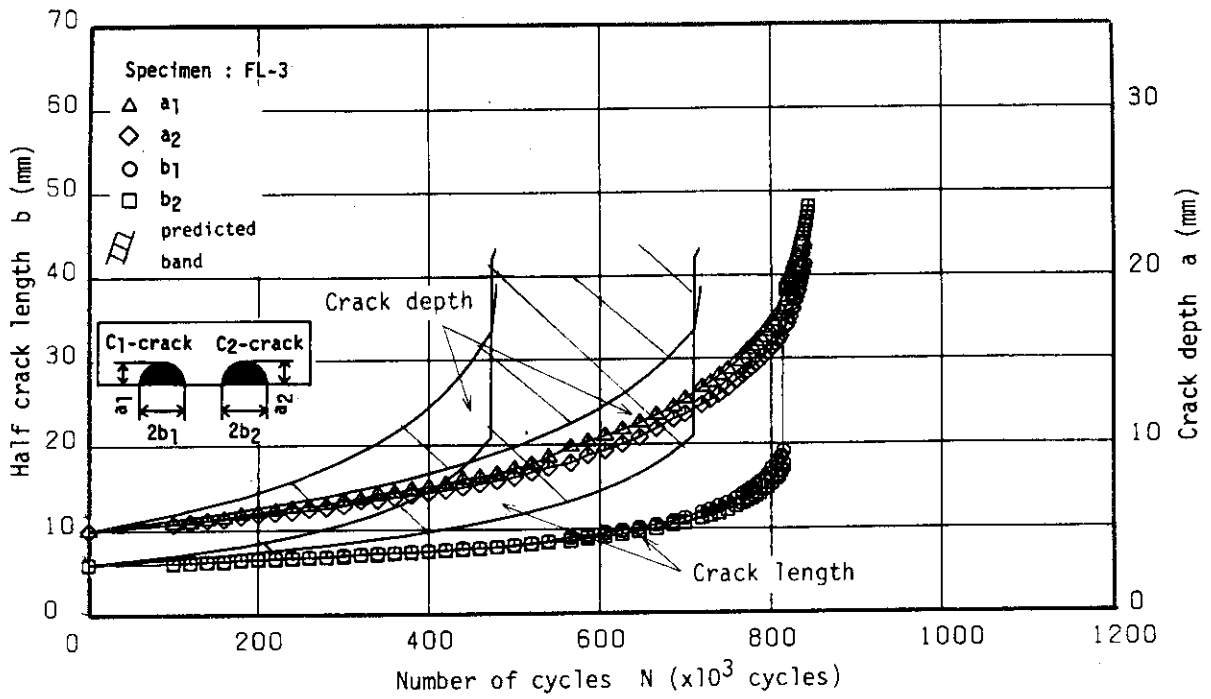


Fig.4.22 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method III (Present study)

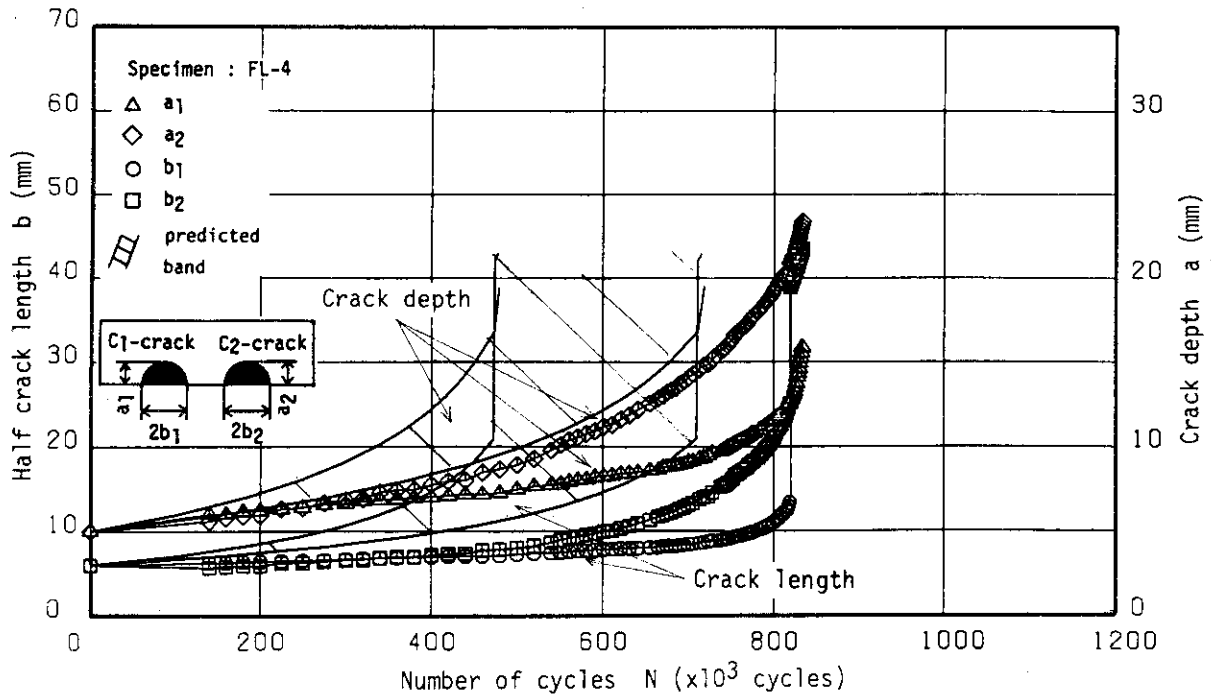


Fig.4.23 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method III (Present study)

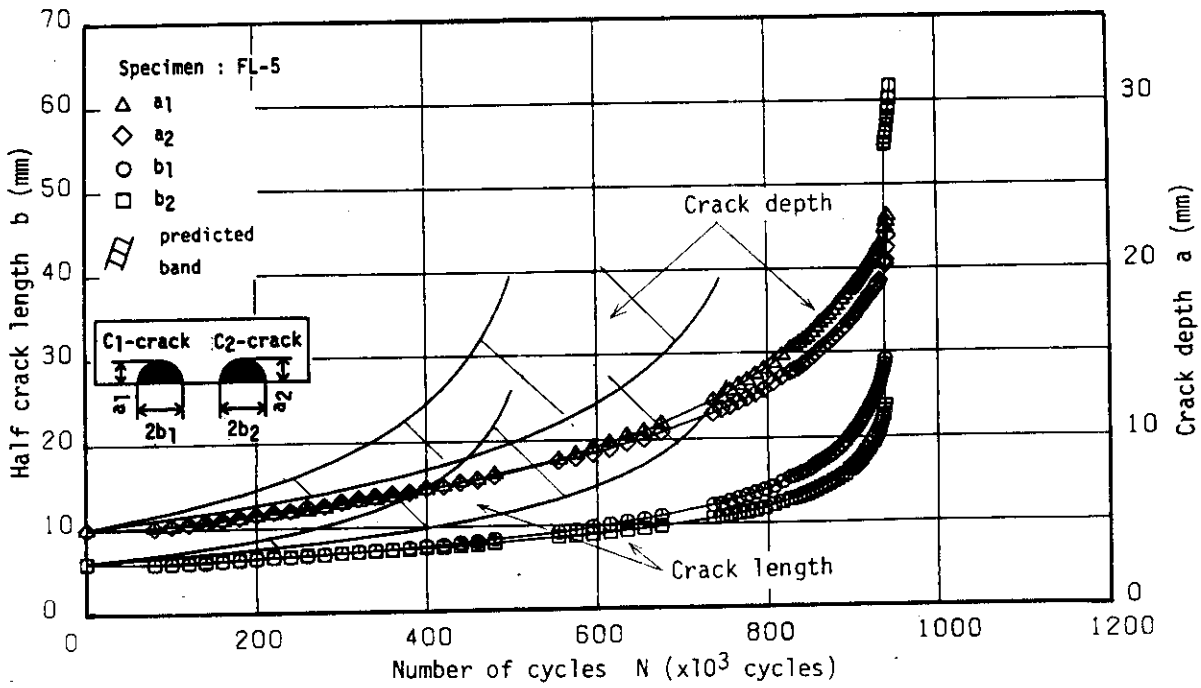


Fig.4.24 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method III (Present study)

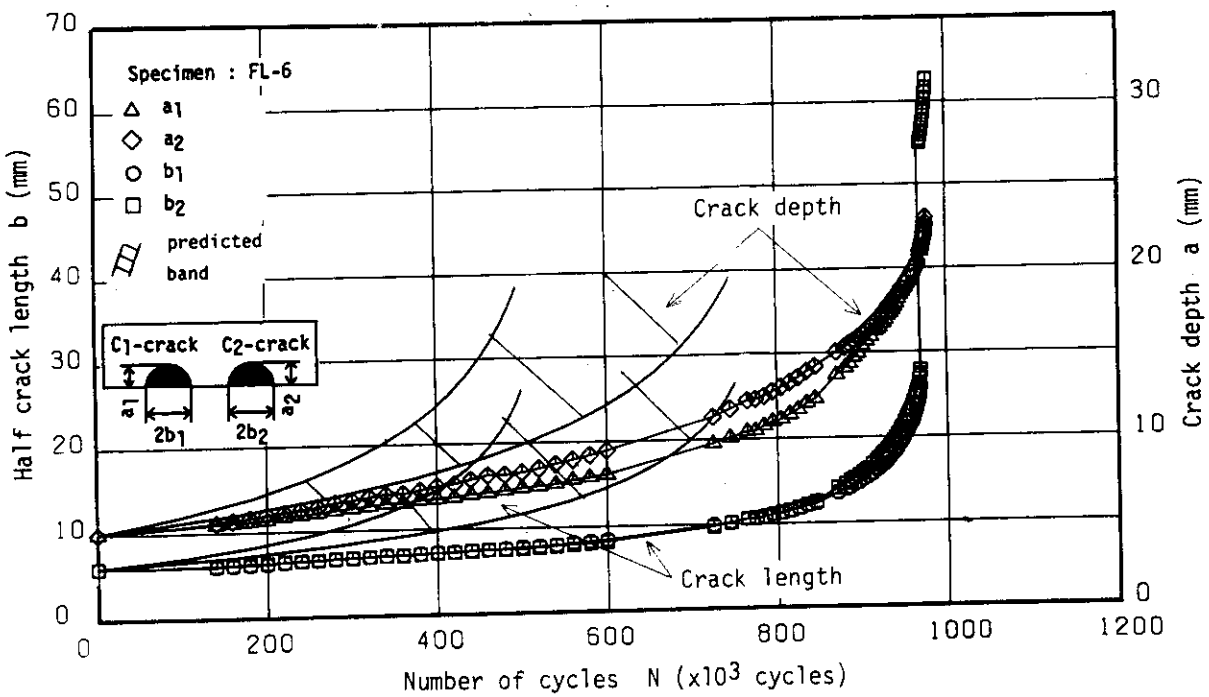


Fig.4.25 Comparison between test results and analytical crack growth curves by Method III (Present study)

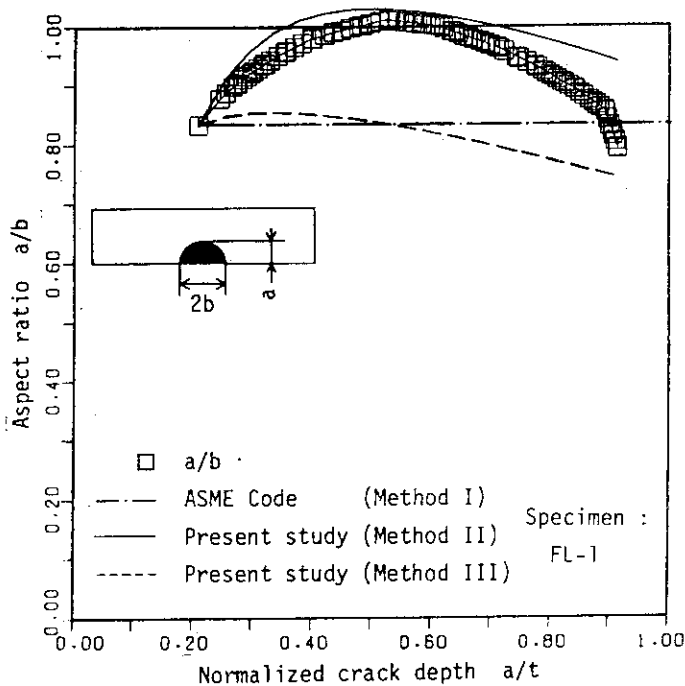


Fig.4.26 Change in aspect ratio with crack growth in FL-1 specimen

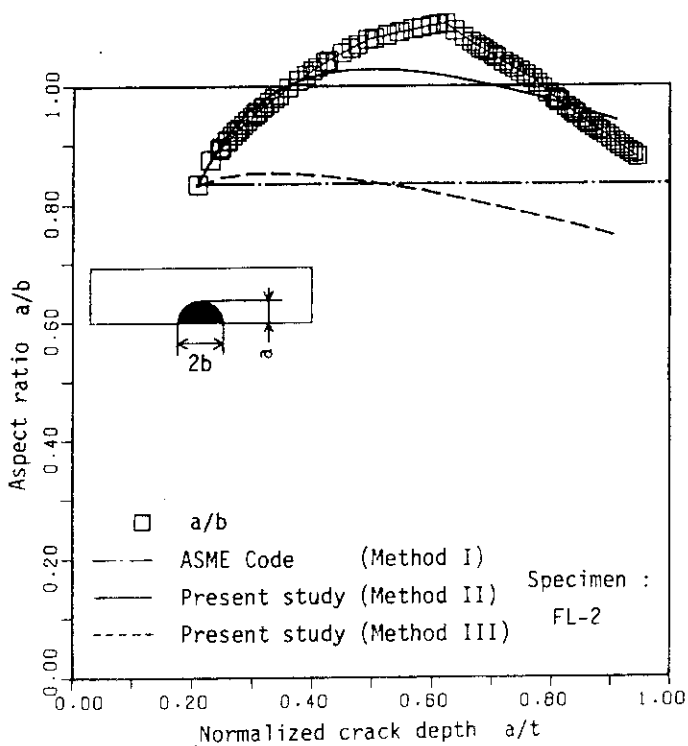


Fig.4.27 Change in aspect ratio with crack growth in FL-2 specimen

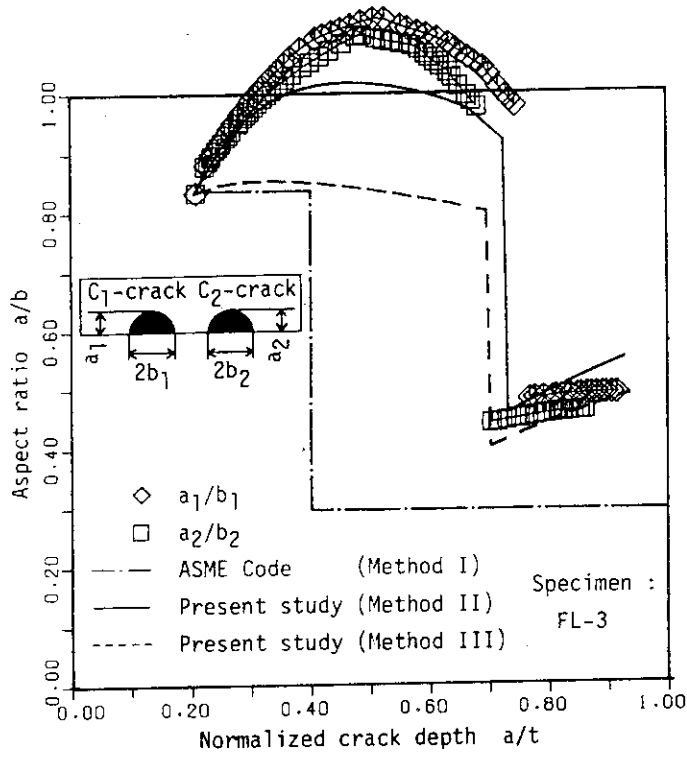


Fig.4.28 Change in aspect ratio with crack growth in FL-3 specimen

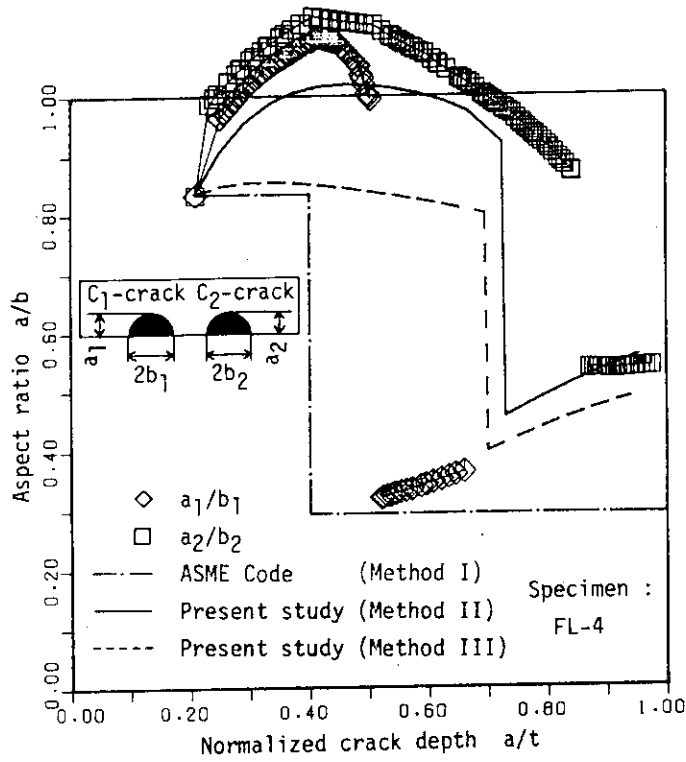


Fig.4.29 Change in aspect ratio with crack growth in FL-4 specimen

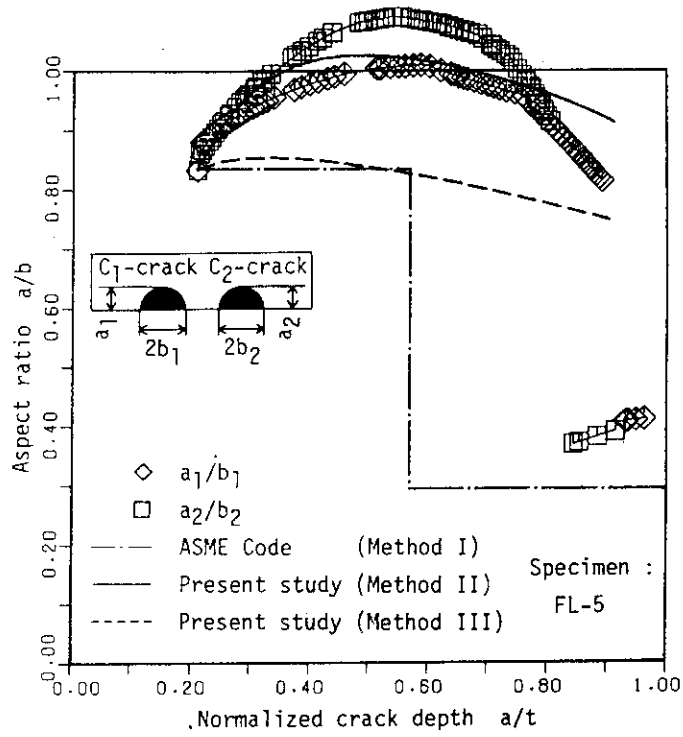


Fig.4.30 Change in aspect ratio with crack growth in FL-5 specimen

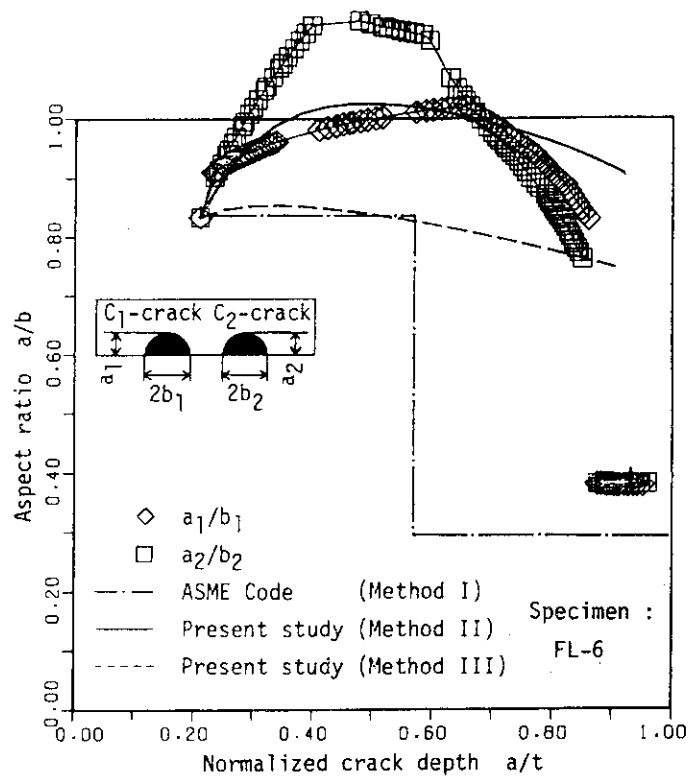


Fig.4.31 Change in aspect ratio with crack growth in FL-6 specimen

おり、上記 Back surface の効果や応力拡大係数解の誤差が生じていると思われる。表面効果およびき裂干渉効果を見捨てた予測法Ⅲの結果は、予測法Ⅱよりかなりアスペクト比の変化が平坦であり、予測法Ⅱほど試験結果に対して良く一致していない。

以上から、前節で提案した予測法Ⅱによる伝播予測結果は伝播寿命、き裂形状変化およびき裂合体のいずれに対しても、おおむね良好な予測値を与えていることが分かる。

4.6 き裂形状変化および非合体き裂判定法の検討

複数表面き裂の伝播評価においては、寿命評価とともに形状変化や、隣接き裂の合体深さの判定も重要である。

そこでここでは応力成分比をパラメタとしてき裂形状変化および非合体き裂判定法を検討する。

4.4節で提案した伝播予測法では、表面点および最深点の応力拡大係数を基にして伝播速度を求めており、深さ方向と表面方向の伝播速度比はつぎのように表わされる。

$$\begin{aligned} \frac{da}{dN} / \frac{db}{dN} &= \frac{da}{db} = \left(\frac{\Delta K_A}{\Delta K_{B,eff}} \right)^m \\ &= \frac{1}{C_{fs}^m \cdot C_{si}^m} \left(\frac{M_{m,A} + \sigma_b / \sigma_m \cdot M_{b,A}}{M_{m,B} + \sigma_b / \sigma_m \cdot M_{b,B}} \right)^m \end{aligned} \quad (4.8)$$

ここで、(4.8)式における A, B の添字は半楕円き裂の最深点および表面点を表わすものとする。(4.8)式は、 a/t , σ_b/σ_m , a/b , d/t , および材料定数 (m 値, σ_{YS}) によって決まり、つぎの関数形で表わすことができる。

$$\frac{da}{db} = F\left(\frac{a}{t}, \frac{\sigma_b}{\sigma_m}, \frac{a}{b}, \frac{d}{t}\right) \quad (4.9)$$

微量のき裂伝播によって a , b のき裂寸法から $a + \Delta a$, $b + \Delta b$ のき裂寸法へと変化したとき、アスペクト比の変化は (4.9) 式を用いてつぎのように書くことができる。

$$\begin{aligned} \beta_{a=a+\Delta a} &= \frac{a + \Delta a}{b + \Delta b} \\ &= \frac{1 + \Delta a/a}{1/\beta_{a=a} + \Delta a/a F\left(\frac{a}{t}, \frac{\sigma_b}{\sigma_m}, \frac{a}{b}, \frac{d}{t}\right)} \end{aligned} \quad (4.10)$$

(4.10) 式において、初期値として a_0/t , a_0/b_0 , d/t , σ_b/σ_m を与えれば、アスペクト比 β は a/t を順次大きくすることにより求めることができる。すなわち、 β は初期条件と a/t , σ_b/σ_m によって決定されることが (4.9) 式および (4.10) 式から分かる。

Fig. 4.32 および Fig. 4.33 は、ケース 1 の試験における人工欠陥寸法を初期条件として、 $R_b = \sigma_b / (\sigma_m + \sigma_b)$ をパラメータとして形状変化を求めた結果と、川原ら⁸⁰⁾ および飯田ら⁸⁵⁾ による形状変化の実験式とを比較したものである。

川原ら、および飯田らの式は、極めて小さな欠陥からき裂伝播する均衡成長下における β と R_b

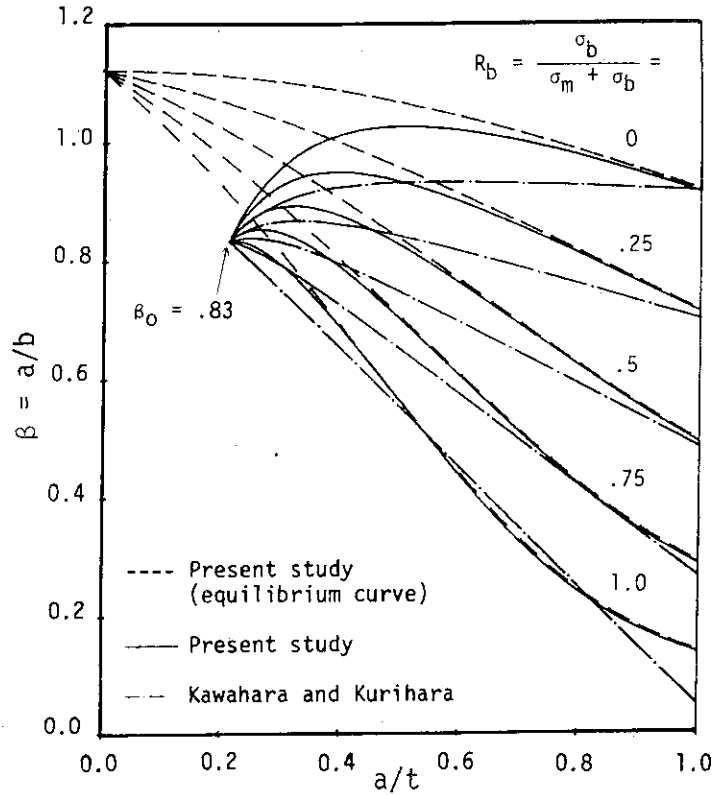


Fig.4.32 Comparison of two prediction methods for the change in crack shape during growth of surface crack ⁸⁰⁾

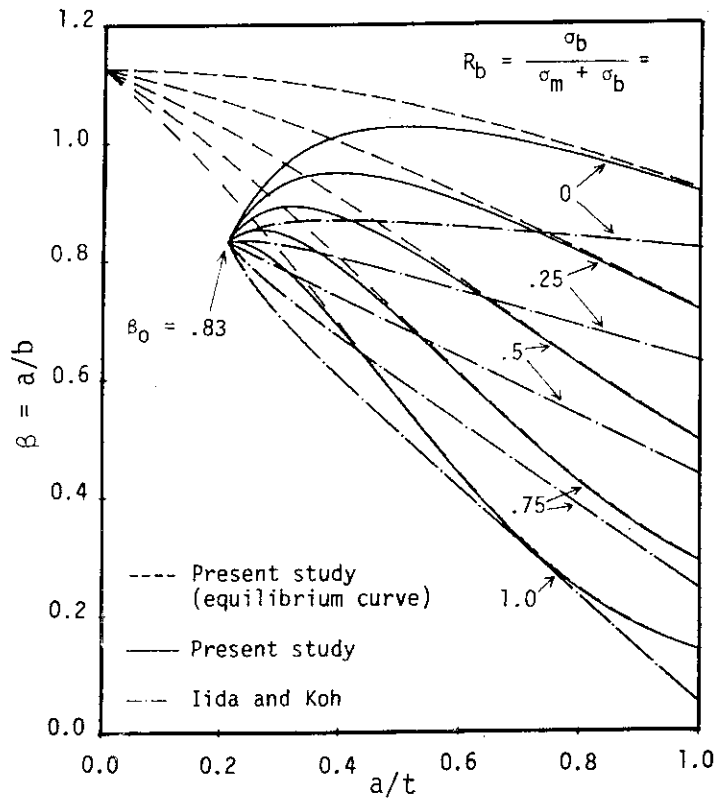


Fig.4.33 Comparison of two prediction methods for the change in crack shape during growth of surface crack ⁸⁵⁾

との関係を直線で表わし、初期欠陥から急速に均衡成長曲線に漸近する曲線の式を実験により求めたものである。Fig. 4.32 および Fig. 4.33 から分かるように、川原らの式および飯田らの式は、初期に遷移領域があり、速やかに直線に漸近している。

本法の結果は、川原らの式に対してき裂が深くなると一致する傾向を示し、また R_b が大きい場合の方が良く一致している。 R_b が小さく、き裂が浅い場合は、本法は川原らの式より大きな β を与えている。この場合、各ケースの試験結果に対して本法が良く一致することは前節で示した通りである。また、飯田らの式は川原らの式とほぼ同様の傾向となっているが、本法との差は川原らの式より若干大きくなっている。

Fig. 4.32 および Fig. 4.33 には、本研究の方法により得られた均衡成長曲線を破線で示したが、川原らの式および飯田らの式と異なり、均衡成長曲線は直線とはならない。

つぎに、川原ら⁸⁰⁾ および Iida ら⁸³⁾ によって得られたき裂形状変化の実験データと本研究の方法による形状変化予測結果とを比較したのが Fig. 4.34 および Fig. 4.35 である。同図において、形状変化予測結果は、膜応力成分が大きい場合に幾分大きめのアスペクト比を与えているがほぼ良好な予測値を与えている。この形状変化予測にあたっては、表面効果係数として、SUS 304L 鋼の試験から得られた $C_{fs} = 0.824$ を用いているが、この係数は材料によって多少変わると考えられる。川原らの実験においては HT 80 および HT 60 鋼を供試材として用いており、Iida らの実験では、A 533 B 鋼を用いているので、 C_{fs} の値を適切にとることにより、形状変化予測値は改善されると考える。

以上のようなき裂形状変化を、複数き裂の場合について求め、合体深さとの関係を求めることにより、隣接き裂が合体前貫通か、または合体後貫通かの判定が可能である。Fig. 4.36 は、特定の R_m 値に対して、 d/t をパラメータとして合体時き裂深さ (a_{coal}/t) と d/t の関係を $a_{coal}/t = 0.9$ 付近まで求め、これを外挿することにより、 $a_{coal}/t = 1.0$ 、すなわち、合体と貫通が同時に生ずる臨界点のき裂間隔 (d_{crit}/t) を推定し、 R_m との関係を図示したものである。

同図から、隣接き裂の貫通前合体か否かの判定が可能である。すなわち、同図に示す推定値をもとに安全側の非合体隣接き裂判定基準として次式が得られた。

$$\frac{d_{non-coal}}{2t} \geq 1.6 R_m^{-0.6} \quad (4.11)$$

一方、川原ら⁸²⁾ は隣接き裂の干渉効果を考慮し、さらに、前述のき裂形状変化式を基に、隣接き裂の合体時深さの推定法を提案しているが、川原らの方法から得られる $d_{crit}/2t$ と R_m の関係は、Fig. 4.34 から明らかなように、(4.1) 式とおおむね一致している。

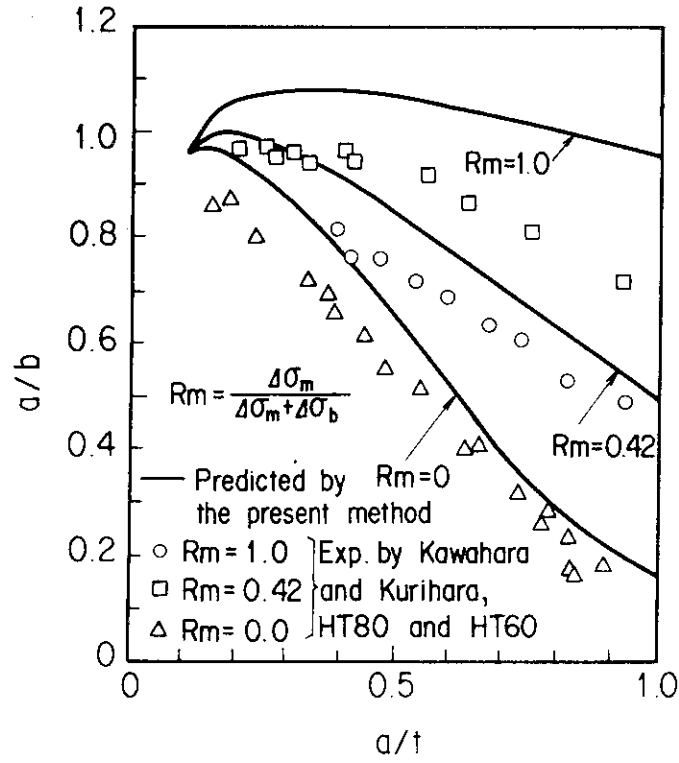


Fig.4.34 Comparison between predicted aspect ratio and experimental data by Kawahara and Kurihara (80)

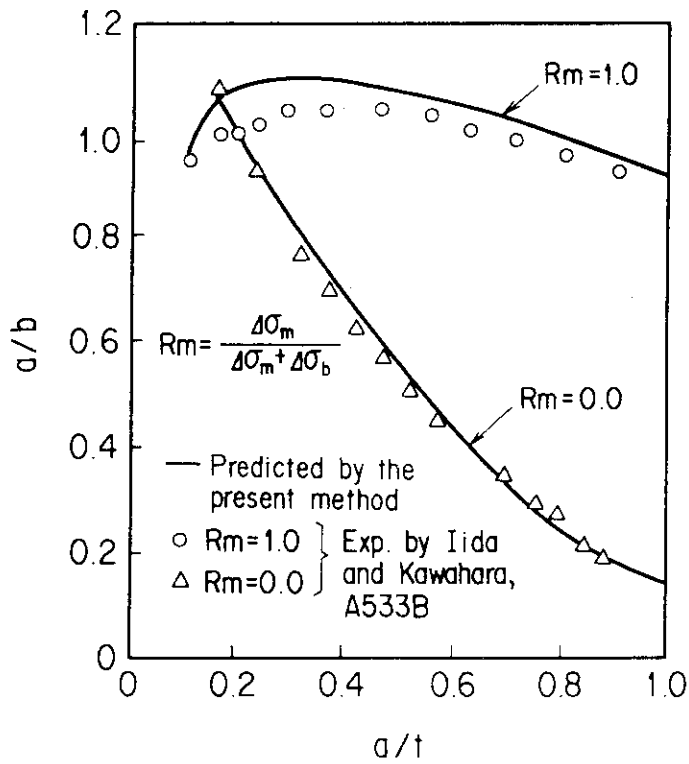


Fig.4.35 Comparison between predicted aspect ratio and experimental data by Iida and Kawahara (83)

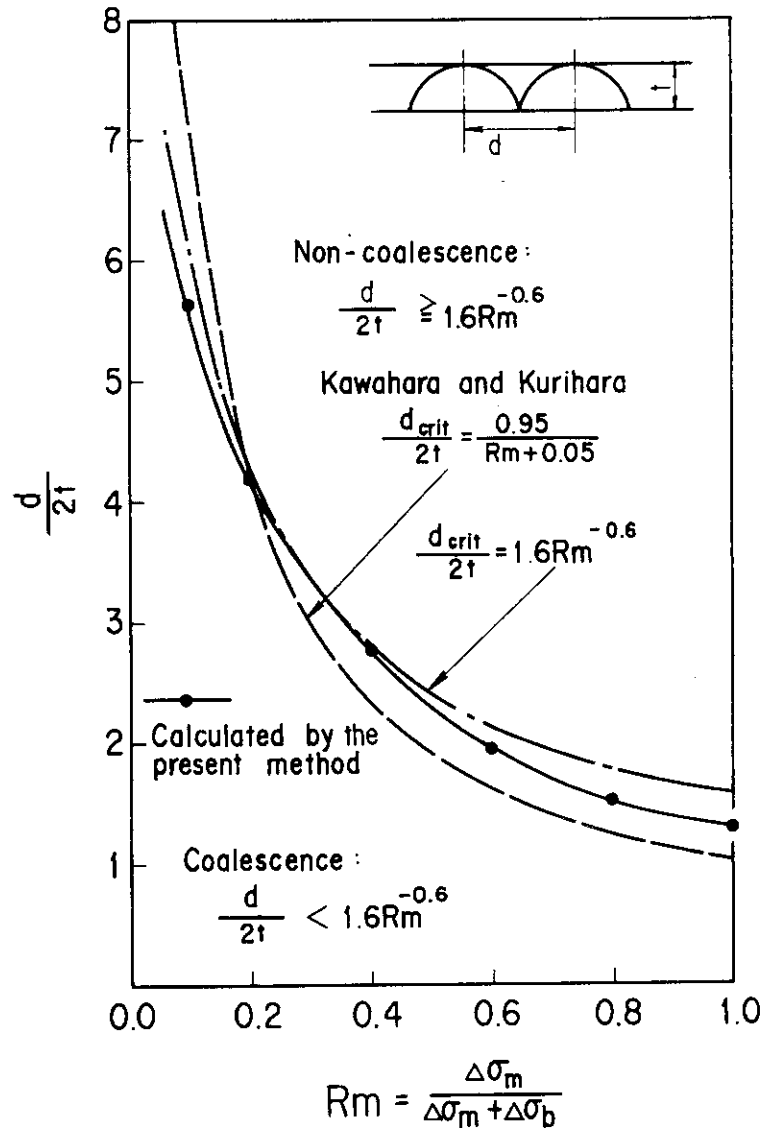


Fig.4.36 Relationship between critical crack interval and ratio of stress component to discriminate non-coalescence surface cracks 82)

4.7 結 言

複数表面き裂の伝播挙動に関し、自由表面の効果およびき裂の干渉効果を明らかにするため、単数または複数表面欠陥付平板試験片により、軸力荷重下におけるき裂伝播試験を3ケース実施した。

試験結果から、オーステナイトステンレス鋼に対する表面効果、および干渉効果についてつぎの補正係数が得られた。

$$C_{fs} = 0.824$$

$$C_{si} = \left\{ \frac{(1+\lambda)^2 E(\phi) / K(\phi) - (1-\lambda)^2}{2\lambda \sqrt{1-\lambda}} \right\}^{\frac{\beta^{2.1}}{0.46 + \beta^{2.1}}}$$

また、表面における有効応力拡大係数はつぎのように表わされる。

$$K_{B, \text{eff}} = C_{fs} \cdot C_{si} K_B$$

平板試験の結果について、ASME Code Sec. XIによるき裂伝播解析との比較を行うとともに、上記の補正係数を基にした表面き裂の伝播予測法を提案し、この予測法によるき裂伝播予測、および補正をしない場合のき裂伝播予測を行い、これらと試験結果とを比較した。さらに、提案した予測法を基に、き裂形状変化および非合体隣接き裂判定法について検討した。これらの結果をまとめるとつぎの通りである。

- (1) ASME Code Sec. XIにおけるき裂合体判定基準は、合体判定点以後過大なき裂寸法評価結果を与える。そのため、平板試験における複数き裂の伝播予測は、試験結果に比べかなり短寿命側となる。従って、この合体判定基準は大きすぎる裕度を有すると考える。

同コードに導入されている同一き裂形状保持の仮定は、試験結果から判断して妥当とはいえない。

- (2) 本研究で提案している表面き裂伝播予測法は、き裂形状変化およびき裂合体位置の予測に関して試験結果と良く一致し、また、伝播寿命予測も良好である。
- (3) 複数表面き裂伝播において、隣接き裂内側表面点では明らかに干渉効果が認められるが、き裂伝播寿命には大きな影響をおよぼさない。一方、き裂伝播寿命におよぼす自由表面効果は大きく、これを無視した場合、良好な伝播挙動予測ができない。
- (4) 本研究で提案した方法によるき裂形状変化の計算結果から非合体隣接き裂判定基準として次式が得られた。

$$\frac{d_{\text{non-coal}}}{2t} \geq 1.6 R_m^{-0.6}$$

5. 複数内面欠陥付直管試験体のき裂伝播挙動

5.1 まえがき

前章では、表面欠陥付平板試験片のき裂伝播試験結果に基づき、表面効果および隣接き裂の干渉効果を考慮したき裂伝播評価法を提案したが、本法だけでなく、ASME Code Sec. XI の方法や、Iida ら⁸³⁾、飯田ら⁸⁴⁾ および安藤ら⁸⁶⁾ によって提案されている表面き裂伝播評価法では、構造部材をすべてき裂付無限平板にモデル化する手法を採用している。

評価基準の作成にあたっては、手法の簡易さや汎用性が重要な要件であるので、構造部材を欠陥付無限平板にモデル化することは妥当であり、必然と思われる。しかし、湾曲のある部材から平板モデルへの単純化や応力分布の単純化によって評価結果には誤差が生ずるので、これらの単純化の採用にあたっては、実構造物形状の供試体を用いた実証試験等により、評価法の適用性を十分検討しておくことが重要である。

そこで本章では、前章で提案した評価法を実構造物形状の供試体の疲労試験結果と比較し、評価法の適用性を検討する。供試体には、形状が単純でしかも最も多く用いられる構造部材として、直管を用いた。

試験は、同一円周断面の内面に3個の表面欠陥を加工した外径320 mm、肉厚35 mmの SUS 304 L ステンレス鋼管製の母材および溶接継手付試験体を供試体を使用し、片持型の繰返し曲げ荷重負荷により行った。

5.2 試験方法

5.2.1 直管試験体

供試体として用いた管材は、12 B, Sch. 160 の SUS 304 L 鋼管である。供試管材の化学成分および機械的性質を **Table 5.1** および **Table 5.2** に示す。

Table 5.1 Chemical compositions of the test pipe
(wt %)

Composition	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	N
Spec.	<0.02	<1.00	<2.00	<0.04	<0.03	>8.00 <11.0	>18.0 <20.0	- <0.12
ST-1, ST-2	0.012	0.52	1.68	0.024	0.001	10.45	18.35	0.0957

Table 5.2 Mechanical properties of the test pipe

	0.2% Proof stress (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elong. %	Hardness H _B	Orientation
Spec. (min)	21.0	53.0	35	—	—
ST-1, ST-2	28.0 27.0	59.0 58.0	64.0 64.0	152 151	Longitudinal Longitudinal

試験体は、一端をテストベッドに固定し他端に繰返し荷重を負荷することにより、曲げモーメントが負荷される構造となっている。試験体形状、寸法を Fig. 5.1 に示す。

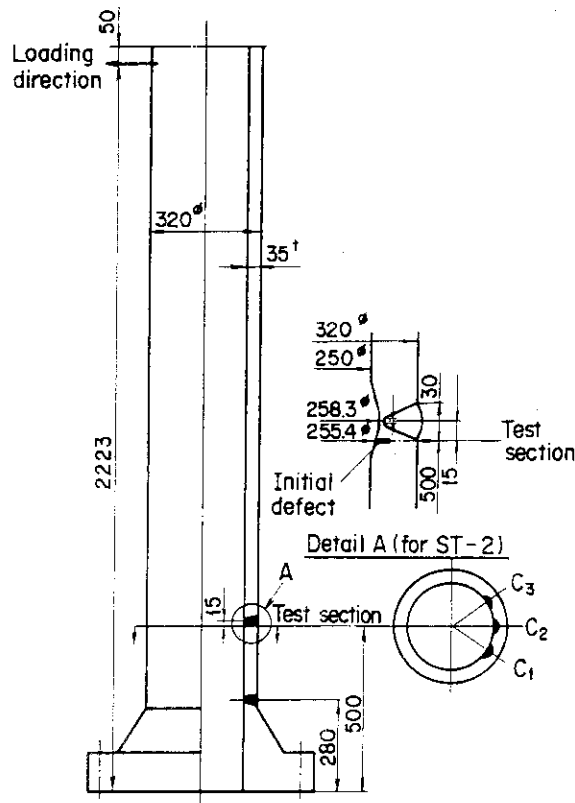


Fig.5.1 Geometry of straight pipe (ST-1,ST-2) and loading direction

疲労試験は2体の試験体について実施した。1体は母材試験体であり、もう一体はフランジ底面から515 mmの位置に突合せ継手を有する溶接試験体である。それぞれST-1 試験体およびST-2 試験体と以下称することにする。ST-2 試験体の溶接条件を Table 5.3 に示す。試験部は、両試験体ともフランジ底面から500 mmの周方向断面であり、この位置の内面に各3個の人工欠陥を放電加工した。

Table 5.3 Welding conditions of straight pipes

Welding process	GTAW (first layer) + SMAW
Shape of edge prep.	U type
Welding rod	GTAW: TGS-308LK, 1.6 ~ 2φ SMAW: NC-38LK, 3.2 ~ 4φ
Pre-heat	no
Stress relief	no
Shield gas	Argon gas
Back shield gas	Argon gas
Welding current and voltage	GTAW: 60 ~ 145A, 15V SMAW: 60 ~ 145A, 30V
Welding position	Flat
No. of layers	GTAW: 1, SMAW: 7
Finish	As welded

5.2.2 疲労試験

疲労試験は、配管疲労試験装置を使用して行った。試験体をテストベッド上に垂直に固定し、反力壁に固定した油圧アクチュエータを連結棒を介して試験体上端と連結し、アクチュエータから繰返し荷重を負荷した。

試験体および試験装置概略図を Fig. 5.2 に示す。Fig. 5.3 には試験状態を示す。

試験は、応力比 $R = 0.1$ 、試験部の公称曲げ応力範囲、 $\Delta\sigma = 14.0 \text{ kg/mm}^2 (= S_m)$ 、繰返し速度 $f = 5 \text{ Hz}$ の条件で行った。また、人工欠陥の寸法は、深さ $8 \text{ mm} \times$ 表面長さ 24 mm であり、中心間隔 $d = 50 \text{ mm}$ で 3 個同一円周断面上に配置した。Table 5.4 には、試験条件および人工欠陥の形状、寸法を示す。各欠陥（き裂）を以下 C_1 、 C_2 、 C_3 クラックと称することにする。なお、溶接継手試験体 ST-2 の場合は、Fig. 5.1 から分かるようにき裂は熱影響部を通過するようになっている。

一般にこの種の試験では、き裂伝播測定法として、き裂伝播挙動に影響を与えない程度の小さな振幅の繰返し荷重を負荷してき裂前縁をマーキングするビーチマーク法が用いられる。本試験では、試験体内面におけるき裂伝播測定法として、上記のビーチマーク法のほか、超音波探傷法および電位差法を用いた。なお、ビーチマーク法における荷重は、 $0.5 \sigma_{\max} \rightleftharpoons \sigma_{\max}$ の繰返し荷重とした。また、超音波探傷法によるき裂伝播測定では、試験体外面においてき裂先端エコーを検出する端部ピークエコー法を採用した。

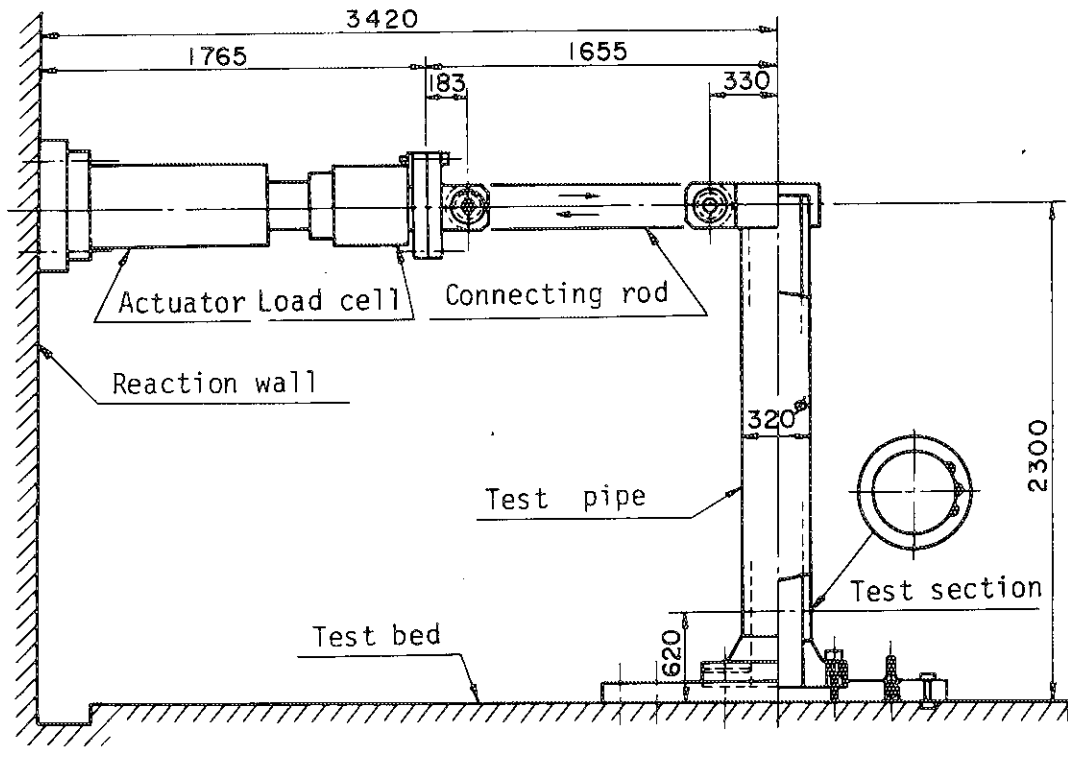


Fig.5.2 Schematic illustration of the straight pipe test

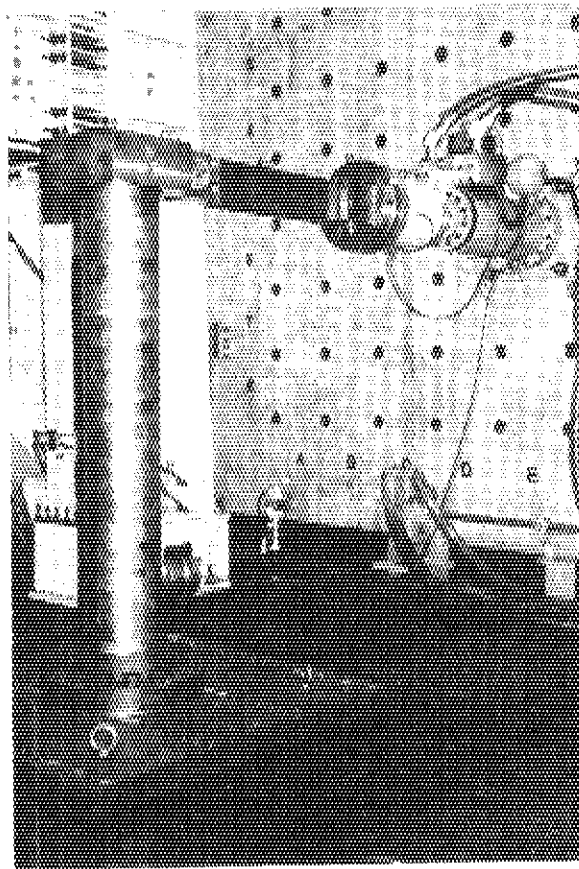


Fig.5.3 View of the straight pipe test

Table 5.4 Fatigue test conditions

loading conditions	load : 1.73 \Rightarrow 17.3 ton stress* : $\sigma = 1.6 \Rightarrow 15.6$ Kg/mm ² $\Delta\sigma = 14.0$ Kg/mm ² (= S m) stress ratio : R = 0.1 cyclic rate : f = 5 Hz
shape of artificial defects	

* $D_o = 318$ mm and $t = 33.3$ mm (JIS) were used

5.3 試験結果

疲労試験はき裂が板厚を貫通し、試験体表面で約 10 mm の長さに伝播するまで行った。試験後試験部を切出し、油圧試験機により破面を分割し、破面観察を行った。Fig. 5.4 に ST-1 および ST-2 試験体の疲労破面を示す。試験中に行ったピーチマーク操作によりき裂伝播模様が良好に観察できる。

この破面観察結果から、ST-1 試験体についてはつぎのことが分かる。

き裂伝播は、中央の C₂ クラックにおいて最も顕著であり、この位置からき裂が貫通している。また、き裂は最初最深部に発生しほぼ半円状となって伝播していく。表面近傍では、き裂形状がわずかに凸となっており、表面で伝播遅れが生じていることが分かる。さらに、き裂が大きく成長し合体した後中央から貫通していることが、Fig. 5.4 から分かる。

一方、ST-2 試験体の場合は、ST-1 とは若干異なった伝播挙動を示している。ST-2 試験体の場合、き裂は C₁、C₃、C₂ クラックの順に発生し、この順に大きく成長している。さらに、き裂合体が生じた後 C₁ クラックから貫通しており、ST-1 試験体とは異なる位置で貫通が生じた。また、貫通時のき裂は ST-1 試験体に比べ周方向へ大きく拡大している。ST-2 試験体における伝播挙動の違いは、C₂ クラックからの伝播が初期段階で非常に遅かったためである。この遅れの原因は、今のところ明らかではないが、複数き裂の伝播において、この程度の差は時折生ずることもあるので、バラツキの範囲内と考えられる。しかし、Fig. 5.6 において、ST-1 試験体の場合と同様に ST-2 試験体の C₂ クラックからき裂が貫通したと仮定しても、貫通までの伝播寿命が最大 10 % 程度低下するだけであり、C₂ クラックの伝播遅れは、き裂伝播寿命全体に大きく影響をおよぼしてはいない。

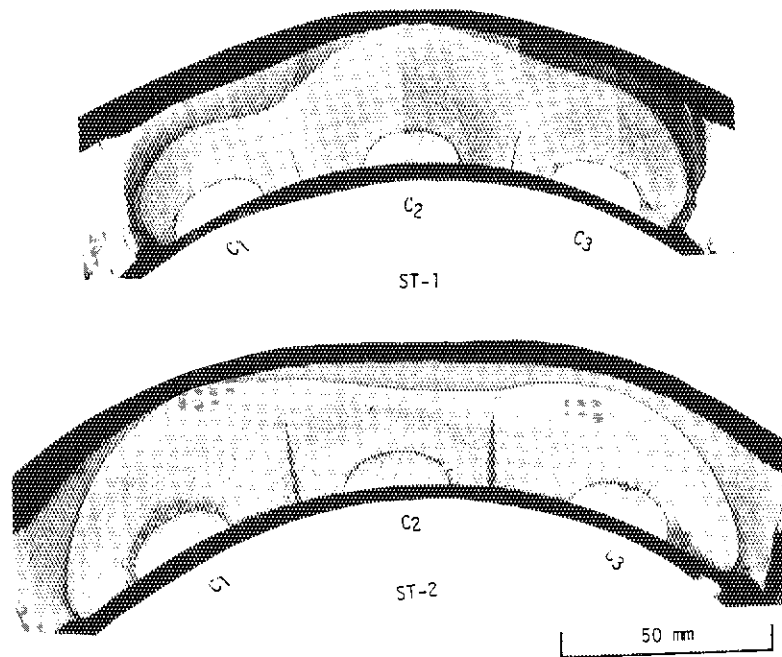


Fig.5.4 Fracture surface of straight pipes;ST-1 and ST-2

Fig. 5.5 および Fig. 5.6 は、超音波探傷法およびビーチマーク法から得られた深さ方向へのき裂伝播曲線である。超音波探傷法による測定結果は、ビーチマーク法による測定結果よりわずかに小さめであるが、良好な測定結果を与えている。

Fig. 5.6 に示す ST-2 試験体の結果では、すでに指摘したように、 C_1 クラックおよび C_3 クラックが C_2 クラックより先行して伝播している。

なお電位差法によるき裂深さ測定では、良好なき裂寸法測定結果が得られなかったが、き裂合体位置近くに取付けた電位差測定プローブにより、き裂合体点を明確に検出できた。

5.4 試験体材料のき裂伝播特性

配管疲労試験におけるき裂伝播解析にあたっては、材料のき裂伝播特性 (da/dN - ΔK 曲線)が必要である。そこで、直管試験体と同一の供試管から中央き裂試験片を切出し、材料試験を行った。この試験片寸法は板幅 140 mm、板厚 10 mm または 12 mm である。 da/dN - ΔK 曲線は、 ΔK の低い範囲は ΔK -減少試験、 ΔK の高い範囲は ΔK -増加試験により求めた。得られたき裂伝播特性を Fig. 5.7 に示す。

なお ΔK -減少試験は、ASTM 推奨試験法^{99) 100)}に基づいて実施した。

5.5 試験結果と予測結果の比較

直管試験体 ST-1 および ST-2 におけるき裂伝播挙動の予測は ASME Code Sec. XI の方法 (予測法 I) および本研究の方法 (予測法 II) の 2 方法によって行い、これらの結果と試験結

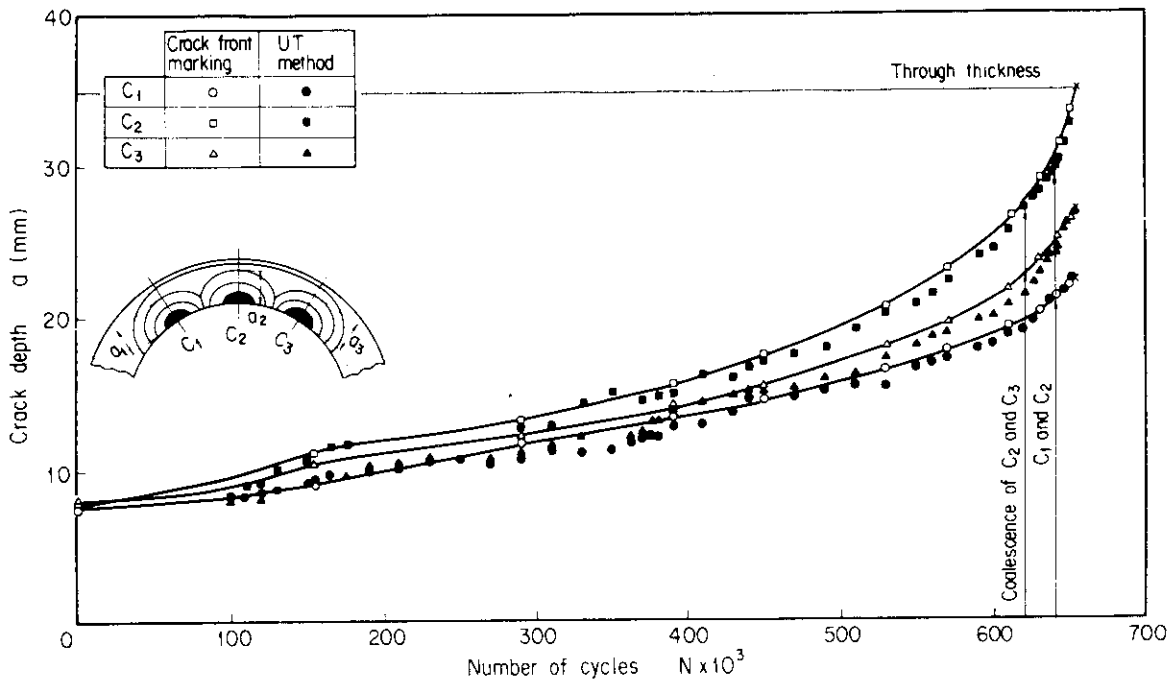


Fig.5.5 Result of crack growth measurement in ST-1 test pipe by ultrasonic method and crack front marking

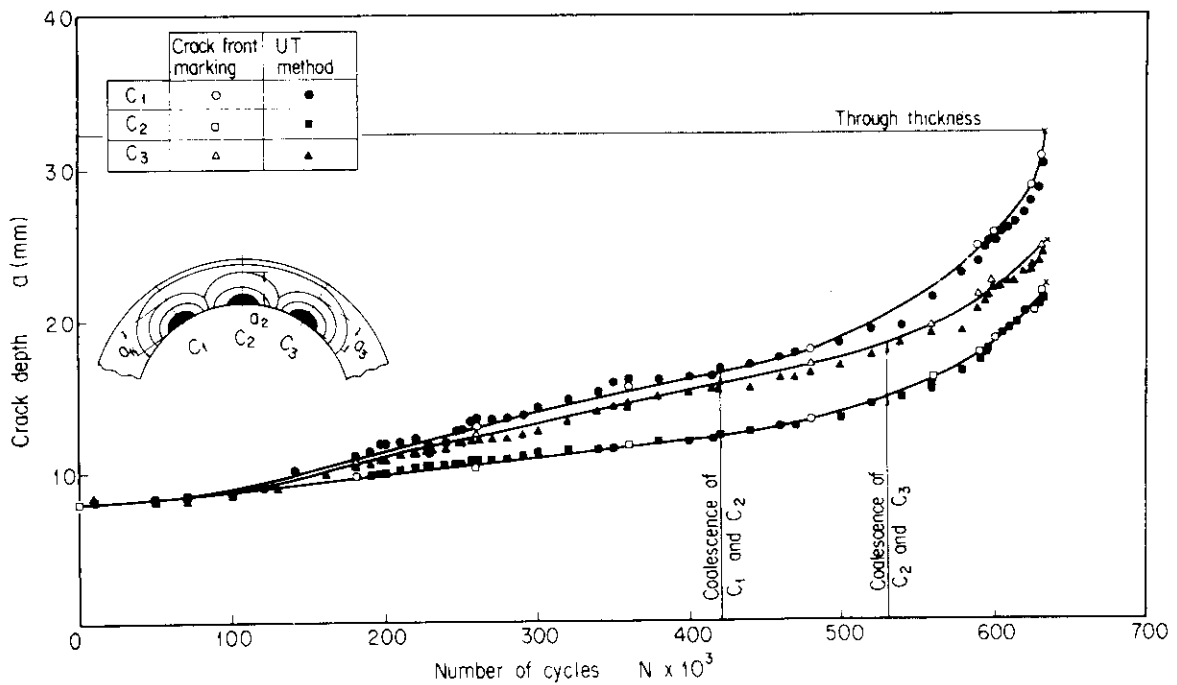


Fig.5.6 Result of crack growth measurement in ST-2 test pipe by ultrasonic method and crack front marking

果との比較を行った。解析にあたっては、各試験体の実測寸法を用いた。Table 5.5 に解析モデルの条件を示す。伝播解析は Fig. 5.7 に示した材料の $da/dN - \Delta K$ 曲線の上下限を用い、上下限のバンド幅で行った。

以上の結果得られたき裂伝播曲線の比較を Fig. 5.8 および Fig. 5.9 に示す。

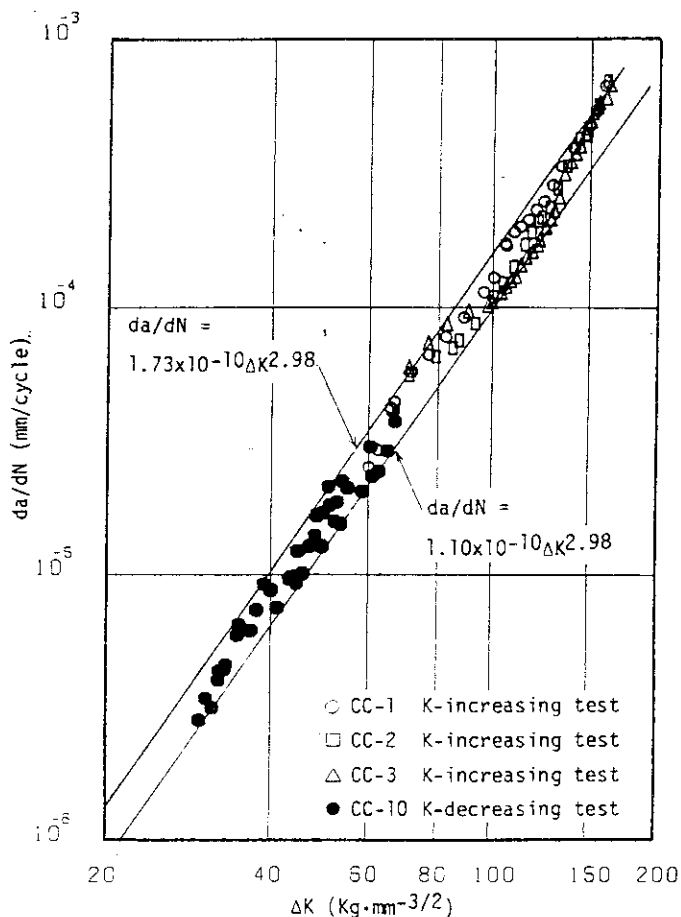


Fig.5.7 Material $da/dN - \Delta K$ curve of SUS304L stainless steel pipe

Table 5.5 Geometry and loading conditions of straight pipes

Items	Straight pipe	
	ST-1	ST-2
Thickness t (mm)	35.00	32.30
Membrane stress range $\Delta\sigma_m$ (kg/mm ²)	11.8*	12.6*
Bending stress range $\Delta\sigma_b$ (kg/mm ²)	-1.4*	-1.4*
Initial defect size $a \times b$ (mm)	8x12	8x12
Number of initial defects	3	3
Crack interval d (mm)	57.3	56.7

* Calculated as a cantilever

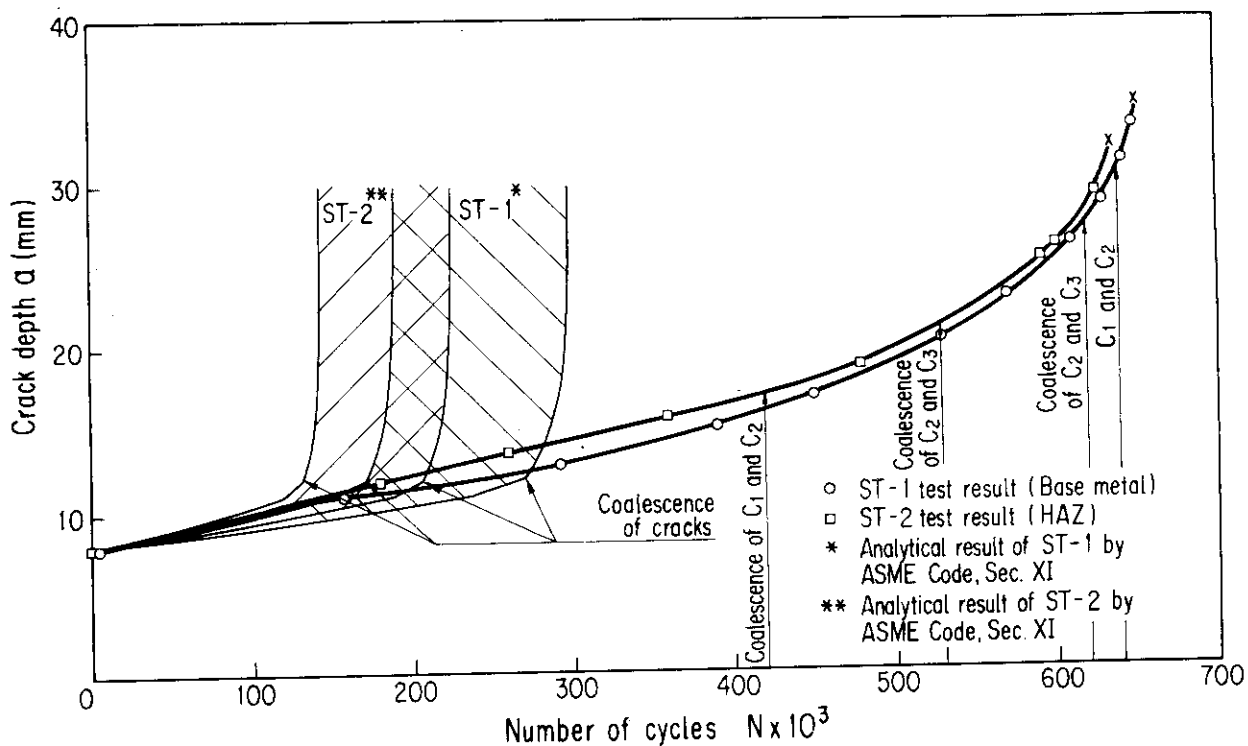


Fig.5.8 Comparison between test results and analytical results by ASME Code Sec.XI for crack growth curves in the thickness direction

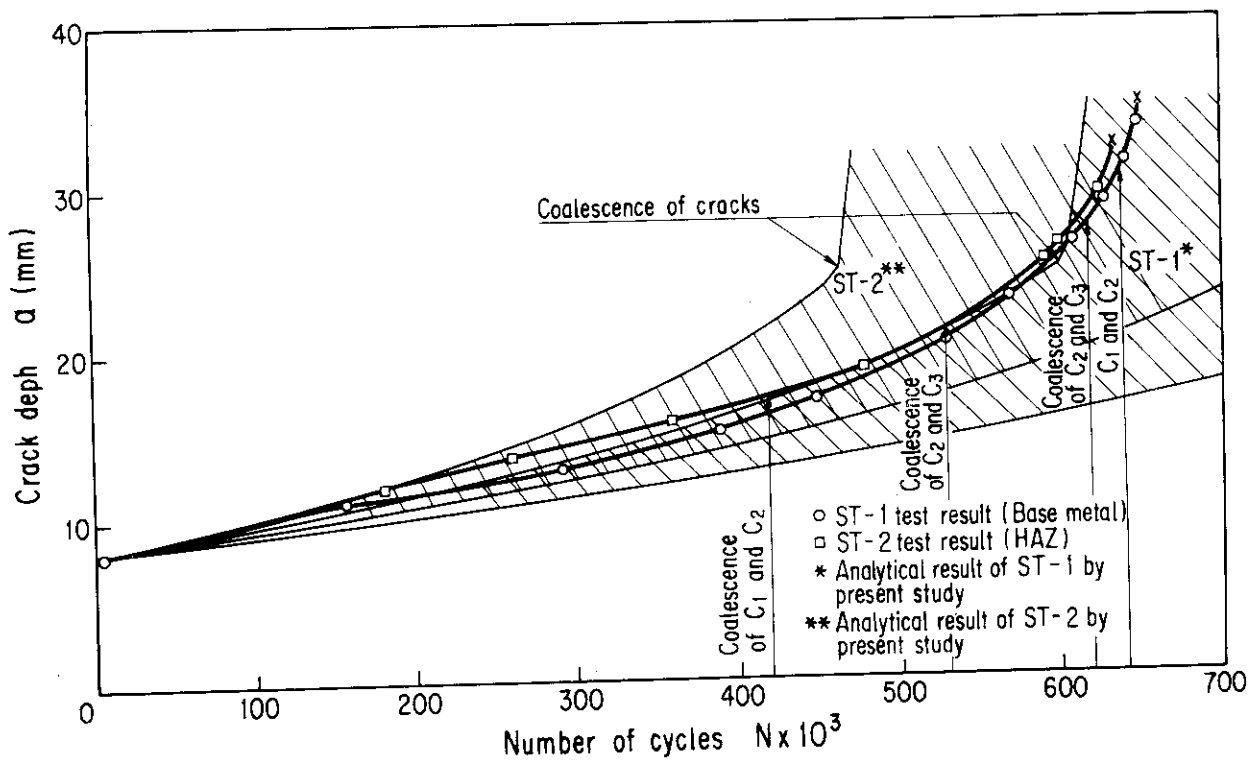


Fig.5.9 Comparison between test results and analytical results by the present study for crack growth curves in the thickness direction

Fig.5.8 は、Sec. XIの方法による予測結果と試験結果とを比較したものであり、この場合、両試験体の試験結果に対して、予測はかなり短寿命側となっており、前章で述べた平板試験の場合と同様の傾向を示している。Fig. 5.8 において、予測曲線にはき裂合体点において屈折が生じ、急激に立上っている。この点では、Sec.XIに規定された合体判定基準により一挙にき裂が合体し大きな単一欠陥とみなされるので、 ΔK 値がジャンプし屈折点が生ずることになる。しかし、解析におけるこの合体点は、試験結果に比べかなりき裂が浅い時点であり、前章での指摘と同様に、Sec. XIにおける合体基準がかなり安全側に設定されていることが、直管試験結果においても示されている。

また、同様の事実が川原ら⁸²⁾、Iidaら⁸³⁾、飯田ら⁸⁴⁾、新井ら⁹¹⁾の研究によっても指摘されていることは、前章で述べた通りである。

一方、本研究の予測法（予測法Ⅱ）による予測結果と、試験結果とを比較したのが Fig. 5.9 である。図から分かるように、深さ方向への予測伝播曲線は、ST-1 試験体に対しては、試験結果より若干大きめの伝播寿命を与え、ST-2 試験体の結果に対しては、良好な伝播寿命予測を与えていることが分かる。予測法Ⅱにより、おおむね妥当な伝播寿命評価結果が得られていると判断される。

つぎに、予測法Ⅱにより得られたき裂形状変化と、試験結果およびSec. XIで採用している相似形状保持の仮定について比較したのが、Fig. 5.10 および Fig. 5.11 である。

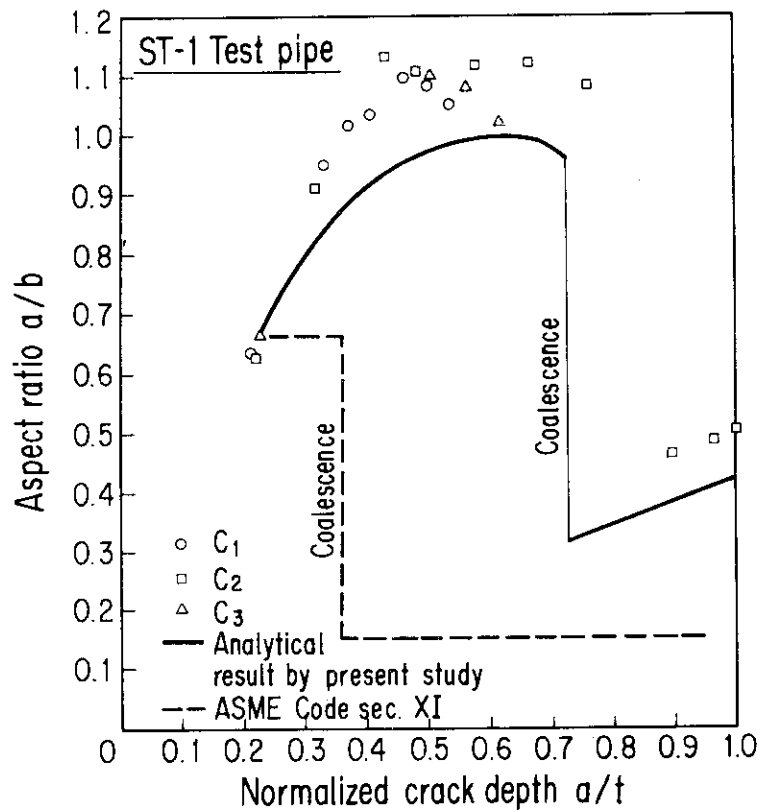


Fig.5.10 Change in aspect ratio with crack growth in ST-1 test pipe

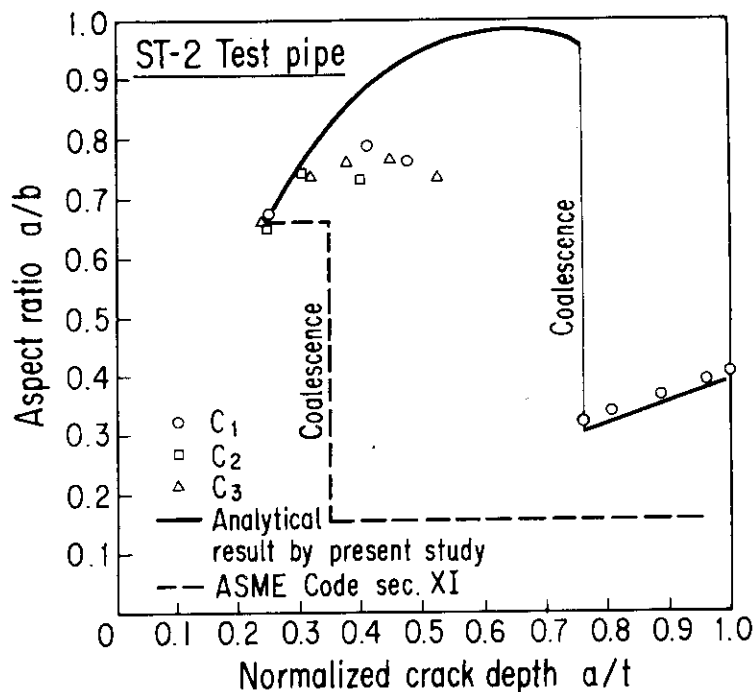


Fig. 5.11 Change in aspect ratio with crack growth in ST-2 test pipe

試験結果では、き裂のアスペクト比は伝播に従って一旦大きくなり、ピークを示した後減少し、さらにその後合体するという挙動を示している。予測法Ⅱによるアスペクト比変化は、ST-1試験体の結果に対しては大略一致し、ST-2試験体の結果より若干大きめとなるが、おおむね良好な予測値を与えている。

一方、Fig. 5.10およびFig. 5.11から明らかのように、Sec. XIに導入された相似形状保持の形状評価基準は試験結果と合致しない。このことは、Sec. XIの方法による伝播予測に誤差を生ずる原因となるものである。

Fig. 5.10およびFig. 5.11における、ST-1とST-2試験体の試験結果を比べると、両者に差が生じている。すなわち、ST-1試験体のアスペクト比はST-2試験体の場合より全体に大きくなっており、そのため、き裂合体もST-2試験体の場合より深い位置で生じている。

アスペクト比変化およびき裂合体挙動についての、ST-1試験体とST-2試験体の違いはさきに述べたように、ST-2試験体におけるC₂クラックの伝播遅れによるものと考えられる。

5.6 結 言

本研究では、直管の周方向断面上に複数内面欠陥が存在する場合、その欠陥からの疲労き裂伝播挙動を明らかにするため、直管試験体を供試体としたき裂伝播試験を実施した。さらに、ASME Code Sec. XIにおける伝播評価法および前章で提案した表面き裂伝播評価法による伝播予測を行い、これらの評価法の配管構造物への適用性を検討した。

試験は、同一円周断面上に3個の人工欠陥を加工した母材および突合せ継手付の直管試験体を供試体を使用し、片持型の曲げ荷重の繰返しにより行った。疲労試験は3個のき裂が合体し、板

厚を貫通するまで行った。

試験中におけるき裂伝播測定には、ビーチマーク法、超音波探傷法、および電位差法を用いた。これらの結果をまとめると次の通りである。

- (1) 縦波斜角探解子を用いた端部ピークエコー法により得られたき裂深さと、ビーチマーク法で測定したき裂深さは、良く一致した。
- (2) 両試験体の試験結果に対して、ASME Code Sec. XI によるき裂伝播予測は、短寿命側の評価を与える。前章の結果と同様に、Sec. XI における合体判定基準は、合体判定点以後において過大なき裂寸法評価結果を与えることが直管試験においても示された。また、Sec. XI における相似き裂形状保持の仮定は、実験事実に反するものである。直管試験結果から得られたき裂のアスペクト比は、Sec. XI の規定より一般に大きめであった。従って、Sec. XI ではき裂の表面長さを実際より長く評価することになるので、直管試験体の場合は保守的なき裂形状評価といえる。
- (3) 前章で提案した方法（予測法Ⅱ）により、両試験体のき裂伝播寿命をおおむね良好に評価できる。また、き裂合体の判定やき裂形状変化予測についても、試験結果と良く一致し、直管試験体への適用性は良好である。本法では、き裂伝播則を2方向に適用し、さらに、自由表面効果やき裂干渉効果も考慮しており、このことによって良好なき裂伝播予測が可能となっている。

6. 複数内面欠陥付曲管試験体のき裂伝播挙動

6.1 まえがき

直管試験体の試験に引き続き、配管における複数表面き裂の伝播挙動を明らかにするとともに、提案したき裂伝播評価法の配管への適用性を実証するため、複数内面欠陥付曲管試験体を供試体とした疲労試験を実施した。

一般に各種プラントの製作において、曲管は配管の引回しの際一番多く用いられるコンポーネントである。また、熱膨張や溶接、その他外荷重による変形は配管の曲りの部分で吸収される構造となるケースが多く、この場合曲管部には曲げ荷重により大きな応力が発生する。

曲管に内面曲げ荷重が作用すると曲管は偏平化し、その脇腹部に最大の周方向応力が発生する。したがって、この位置に欠陥が存在する場合、その欠陥からのき裂の伝播挙動を明らかにすることが重要である。

そこで、曲管試験では、2体の外径320 mmのSUS304L鋼製曲管試験体を使用し、内面両脇腹に、1体は人工欠陥を1個ずつ設け、他方は3個ずつ設け試験に供した。試験では、繰返し内面曲げ荷重を試験体に負荷し、人工欠陥からき裂が伝播し、合体して貫通に到る挙動を調べた。

さらに、直管試験の場合と同様に、ASME Code Sec. XIの方法および第4章で提案した表面き裂伝播評価法によりき裂伝播予測を行い、試験結果と比較し、直管試験に引き続きこれらの評価法の配管への適用性を検討した。

6.2 試験方法

6.2.1 曲管試験体

試験に供した曲管試験体は、曲管試験用に製作した90°ロングエルボ(90 EL, 12 B, Sch. 160)にフランジ付直管を溶接して製作したものである。

曲管試験体の製作にあたり、試験体の荷重方向が対称となるような試験体設置方法とすること、あるいは試験装置の能力(門型フレーム寸法、荷重、変位容量)等を考慮して、各部の寸法を決定した。

試験部に使用した90°ロングエルボは、14 B, Sch. 160のSUS304L鋼管から熱間曲げ法によりエルボに成形したものである。化学成分および機械的性質をTable. 6.1およびTable. 6.2に示す。

このように製作したエルボに所定の人工欠陥を加工し、また計測用のゲージ類を内面に取付けた。その後両端に長さ800 mmのフランジ付SUS304L鋼管(Sch. 160)を溶接し、さらにフランジ面の機械加工を行い曲管試験体を完成した。

曲管試験体の形状、寸法をFig. 6.1に示す。

Table 6.1 Chemical compositions of the test pipe

(wt %)

Composition	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	N
Spec.	- <0.02	- <1.00	- <2.00	- <0.04	- <0.03	>8.00 <11.0	>18.0 <20.0	- <0.12
EL-4, EL-5	0.012	0.52	1.68	0.025	0.004	10.26	18.32	0.090

Table 6.2 Mechanical properties of the test pipe

	0.2% Proof stress (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elong. %	Hardness H _B	Orientation
Spec. (min)	21.0	53.0	35	-	-
EL-4, EL-5	25.7 26.4	56.0 57.0	64.0 64.0	- -	Longitudinal Longitudinal

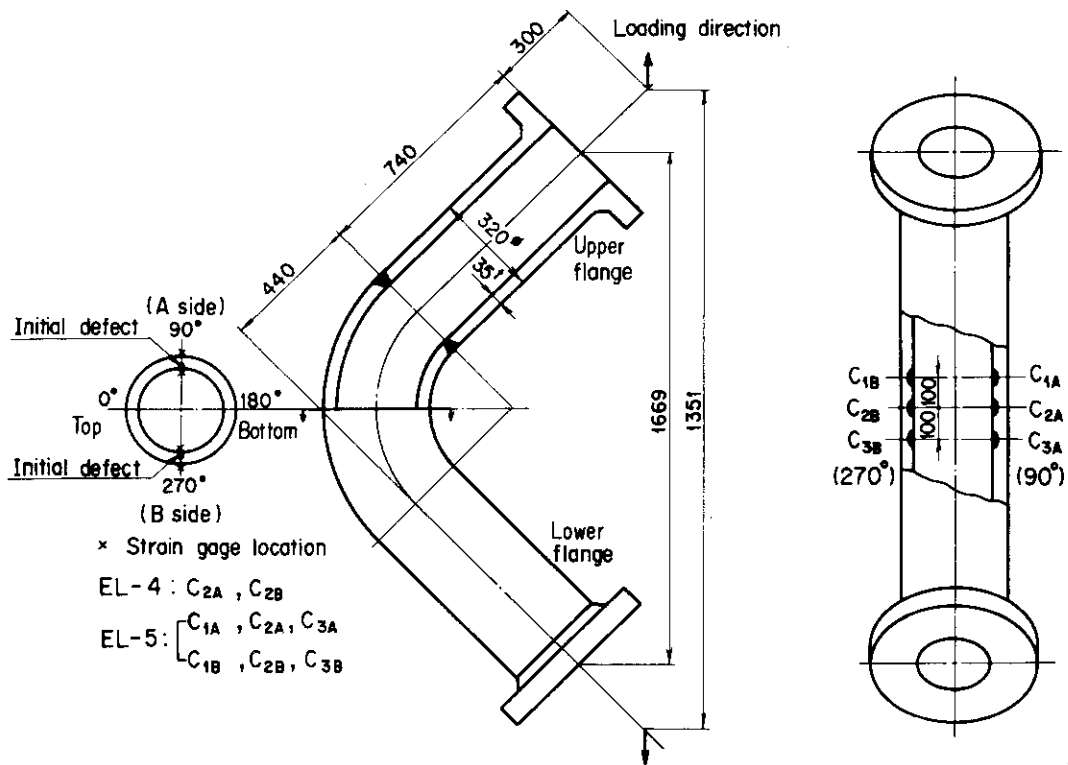


Fig.6.1 Geometry of bend pipes (EL-4,EL-5) and loading direction

なお、エルボ製作用のステンレス鋼管および直管試験体に使用したステンレス鋼管は、同等の化学成分および機械的性質を有するように製造したものである。

人工欠陥の加工は、試験体製作後では非常に困難となるので、エルボに直管を溶接する前、すなわちエルボの状態を実施した。

人工欠陥は、直管試験と同一の深さ 8 mm × 表面長さ 24 mm の半楕円欠陥であり、曲管試験体の内面、両脇腹部に軸方向にそって、1 体には 1 個ずつ合計 2 個、他方には 3 個ずつ合計 6 個それぞれ放電加工により導入した。以下、1 欠陥の試験体を EL-4、3 欠陥の試験体を EL-5 と称することにする。なお EL-5 試験体の人工欠陥の間隔は $d = 100$ mm (約 3t) とした。Fig. 6.2 に人工欠陥形状および位置を示す。各欠陥 (き裂) は以下、Fig. 6.2 に示す記号で称することにする。

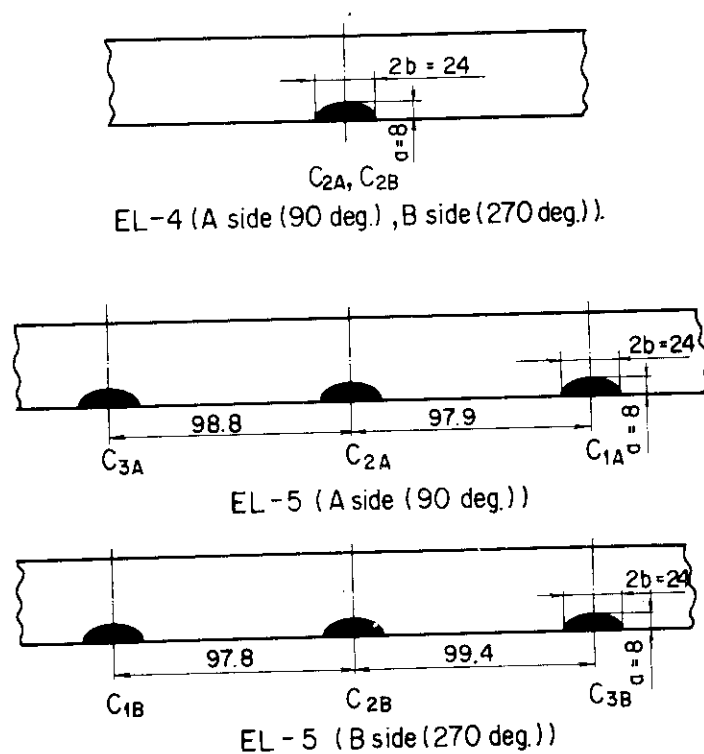


Fig.6.2 Geometry and location of initial defects(Electric Discharge Machining) of EL-4 and EL-5 test pipes

6.2.2 疲労試験

曲管試験では、門型フレームに取付けられた油圧アクチュエータとテストベッド間に、試験体を「くの字型」に両端をピン接続し、軸力引張荷重 ($R = 0.1$) によって繰返し面内曲げ荷重を試験体に与えた。Fig. 6.3 に曲管試験体の据付状態を示す。

2 体の曲管試験体 (EL-4, EL-5) の試験条件を、Table. 6.3 に示す。

Table. 6.3 に示す荷重条件は、EL-4 および EL-5 試験体の試験部の肉厚の平均、 $t = 40.3$ mm および外径の平均 $D = 320.2$ mm の値を用い、ASME Code Sec. III¹⁰¹⁾ における 1 次曲げ応力 P_b が $1.5 S_m = 21.0$ kg/mm² となるように決定したものである。

すなわち、つぎのようにして荷重条件を決定した。

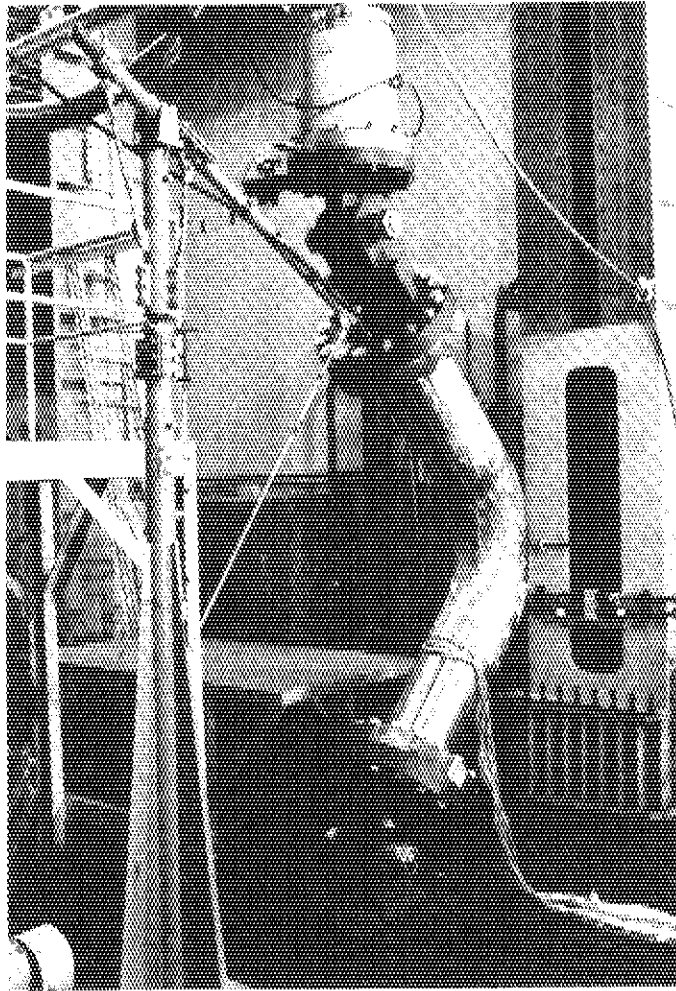


Fig.6.3 View of the bend pipe test

Table 6.3 Fatigue test conditions of test pipes

Items \ Pipe No.	EL-4, EL-5
Load	3.8 \rightleftharpoons 38.2 Ton
Frequency	5 Hz
Environment	Ambient air
Geometry of initial defects	8mm depth \times 24mm length
Direction of initial defects	Longitudinal

$$B_2 = 0.75 C_2 = 0.75 \frac{1.95}{\lambda^2} \quad (6.1)$$

ここで、

B_2 : 曲げに対する1次応力指数

C_2 : 曲げに対する2次応力指数

λ : パイプ係数 ($= Rt/r^2$)

R : 曲管の曲げ半径 (440 mm)

t : 肉厚 (40.3 mm)

r : 管の平均半径 (139.9 mm)

(6.1) 式から、 $B_2 = 1.562$ が得られ、1次曲げ応力 (公称値) を $1.5 S_m (21.0 \text{ kg/mm}^2)$ とするのに必要な曲げモーメント M_y は、

$$M_y = \frac{1.5 S_m Z}{B_2} = 29.75 \times 10^6 \text{ kg} \cdot \text{mm}$$

である。ここで、 Z は管の断面係数である。

Table 6.3 における荷重条件は上記 M_y 値から求めたものである。

両試験体の疲労試験開始時および所定の繰返し数において、歪ゲージによる試験部周辺の応力測定を行った。

また、き裂伝播測定は、直管試験と同様にビーチマーク法、超音波探傷法、および電位差法により行った。

6.3 試験結果

6.3.1 応力分布測定結果

EL-4 および EL-5 試験体の歪測定結果から、両試験体の曲管部における応力分布が得られた。曲管における応力分布を求める式として、Kármán の第1近似式および ASME Code Sec. III, NB 3685. 1-2 における応力分布式が提案されており、これらの応力分布式と応力分布測定結果とを以下に比較する。

Kármán の第1近似式における軸方向応力 σ_L および周方向応力 σ_θ はつぎの通りである。

$$\sigma_L = \frac{K \cdot M_y \cdot r}{I} \left\{ \sin \phi - \frac{6}{5+6\lambda^2} \sin^3 \phi + \frac{9\nu\lambda}{5+6\lambda^2} \cos 2\phi \right\}$$

$$\sigma_\theta = \frac{K \cdot M_y \cdot r}{I} \left\{ \nu \left(\sin \phi - \frac{6}{5+6\lambda^2} \sin^3 \phi \right) + \frac{9\lambda}{5+6\lambda^2} \cos 2\phi \right\} \quad (6.2)$$

ここで、

$$K : \text{撓み係数 ; } (10 + 12\lambda^2)/(1 + 12\lambda^2)$$

λ : パイプ係数 ; tR/r^2

t : エルボの肉厚 (= 440 mm)

r : エルボ断面平均半径 (= 139.9 mm)

M_y : 曲げモーメント

I : エルボの断面2次モーメント

ϕ : 円周方向の位置 (断面の中立軸を 0° として反時計向きの偏角)

また, ASME Code Sec. IIIにおけるエルボ中央周方向断面の周方向応力 σ_θ および軸方向応力 σ_L はつぎの通りである。

$$\sigma_\theta = \frac{M_y}{Z} (\nu \sigma_{tm} \pm \sigma_{nb}) \quad (+ = \text{外面}, - = \text{内面})$$

$$\sigma_L = \frac{M_y}{Z} (\sigma_{tm} \pm \nu \sigma_{nb}) \quad (+ = \text{外面}, - = \text{内面}) \quad (6.3)$$

ここで,

$$\sigma_{tm} : \sin \phi + \{ (1.5 X_2 - 18.75) \sin 3\phi + 11.25 \sin 5\phi \} / X_4$$

$$\sigma_{nb} : \lambda (9 X_2 \cos 2\phi + 225 \cos 4\phi) / X_4$$

$$\lambda : tR/r^2 \sqrt{1-\nu^2} \quad (\text{valid for } \lambda \geq 0.2)$$

$$X_1 : 5 + 6 \lambda^2$$

$$X_2 : 17 + 600 \lambda^2$$

$$X_3 : X_1 X_2 - 6.25$$

$$X_4 : (1 - \nu^2) (X_3 - 4.5 X_2)$$

$$Z : \text{エルボの断面係数}$$

EL-4 および EL-5 試験体の中央周方向外表面の上記応力分布の比較を Fig. 6.4 および Fig. 6.5 に示す。応力分布測定結果と, Kármán の式および Sec. III の式による応力分布とを比較すると, 周方向応力の測定値は, 両式から得られた応力よりやや小さく, 軸方向応力は逆の傾向を示している。また, Sec III の式は Kármán の式よりわずかに大きめの応力を与えている。なお, EL-4 および EL-5 試験体の測定結果はほぼ一致しており, 両者とも良好な測定値が得られていると判断される。

6.3.2 き裂伝播試験結果

EL-4 および EL-5 試験体の疲労試験は, き裂伝播断面においてき裂が板厚を貫通するまで行った。試験中ピーチマーク荷重を EL-4 試験体では 9 回, EL-5 試験体では 8 回それぞれ負荷した。試験終了後試験部を切出し, さらに油圧試験機により破面を分割し, 破面観察を行った。

破面におけるピーチマークは, 一部不鮮明なところもあったがほぼ良好であり, 伝播模様が良好に観察できた。

Fig. 6.6 および Fig. 6.7 に, EL-4 および EL-5 試験体の破面写真を示す。これらの破面写真から, 曲管脇腹部内面では非常に長く偏平なき裂へとき裂成長し, 貫通寸前には EL-4 の

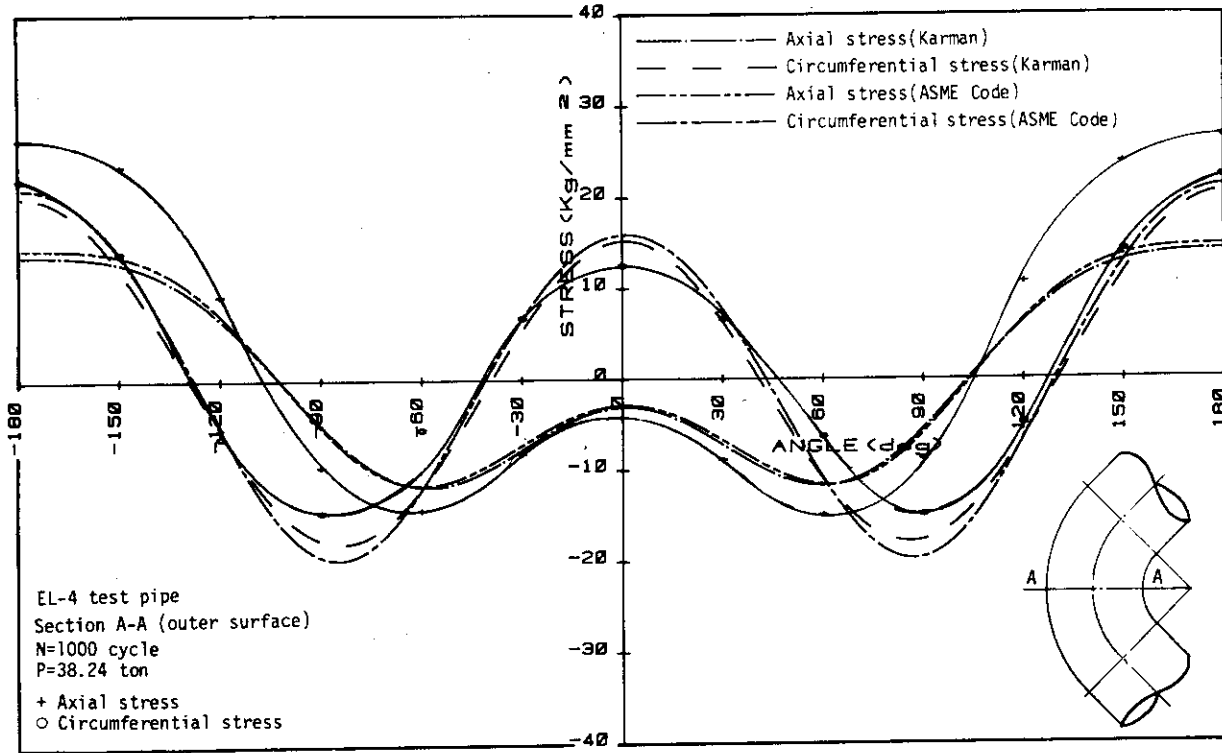


Fig.6.4 Stress distribution of EL-4 test pipe

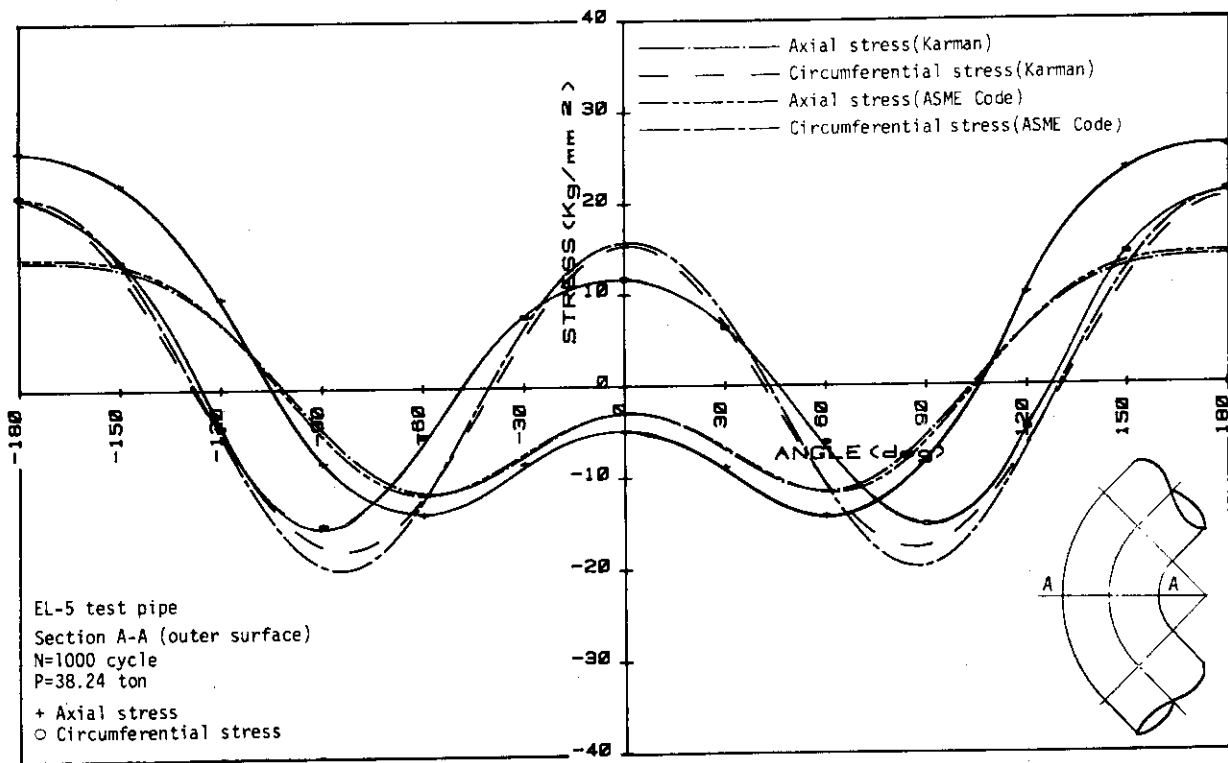


Fig.6.5 Stress distribution of EL-5 test pipe

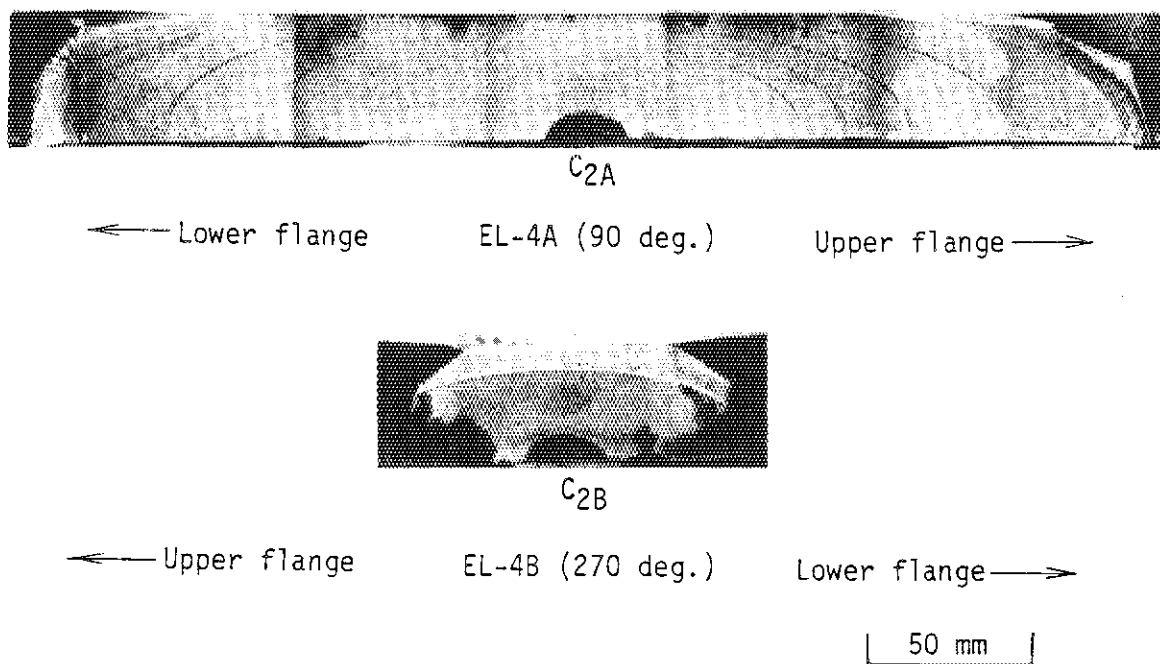


Fig.6.6 Fracture surface of EL-4 test pipe

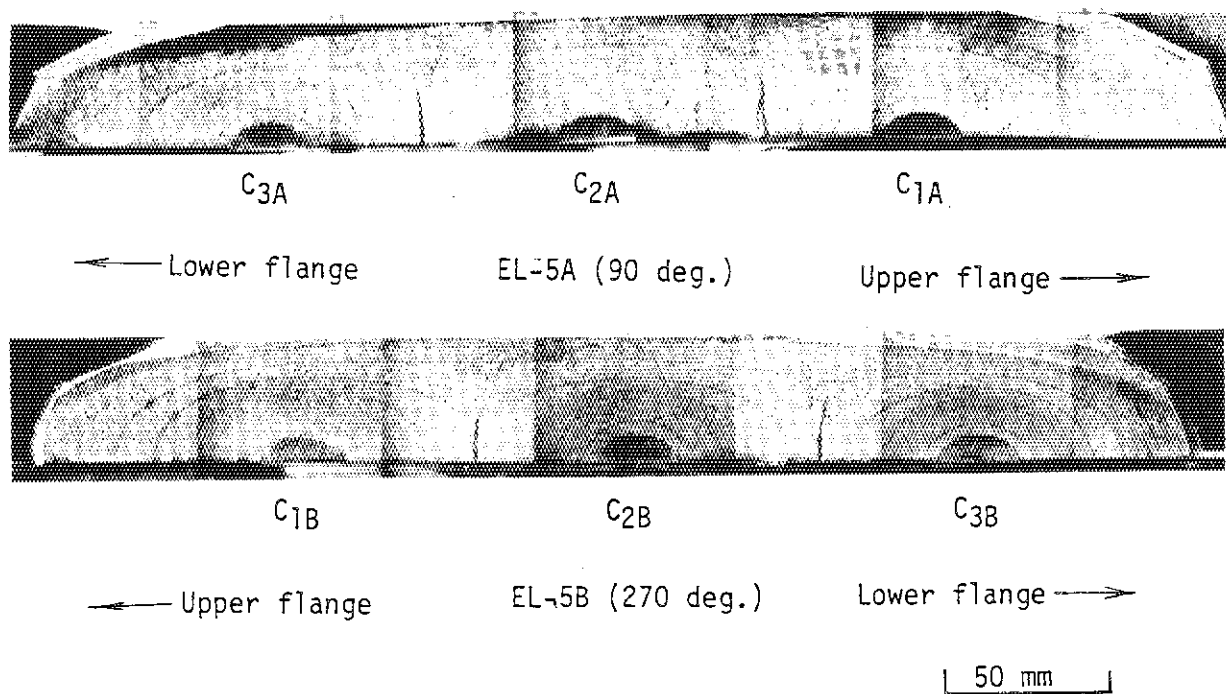


Fig.6.7 Fracture surface of EL-5 test pipe

場合約 300 mm, EL-5 の場合約 350 mm にも達していることが分かる。後に示すように, 曲管脇腹部では曲げ応力成分が膜応力成分より大きく, そのため表面での伝播が板厚方向への伝播に比べ顕著である。その結果, き裂は扁平な長いき裂へと成長する。

ビーチマーク法および超音波探傷法によって得られた深さ方向へのき裂伝播曲線を, Fig. 6.8 ~ Fig. 6.11 に示す。これらの図から明らかなように, 超音波探傷法によるき裂深さ測定結果はビーチマークから得られたき裂深さに良く一致しており, 端部ピークエコー法により良好なき裂深さ測定結果が得られている。

Fig. 6.8 に示した EL-4 試験体の場合, C_{2A}クラックと C_{2B}クラックの伝播曲線に勾配の差が生じたが, 図から分かるように, 両者とも直線的に深さ方向へと伝播している。

一方, Fig. 6.9 ~ Fig. 6.11 に示す EL-5 試験体における複数欠陥のケースでは, き裂合体付近を境にして伝播曲線は急激に立上っている。合体前は, 単一欠陥の EL-4 試験体とほぼ同様の伝播挙動となっており, 合体直前になると干渉効果により伝播速度が増大する。さらに, 合体により大きな単一き裂へと成長した後, 伝播速度はさらに増大していることが分かる。

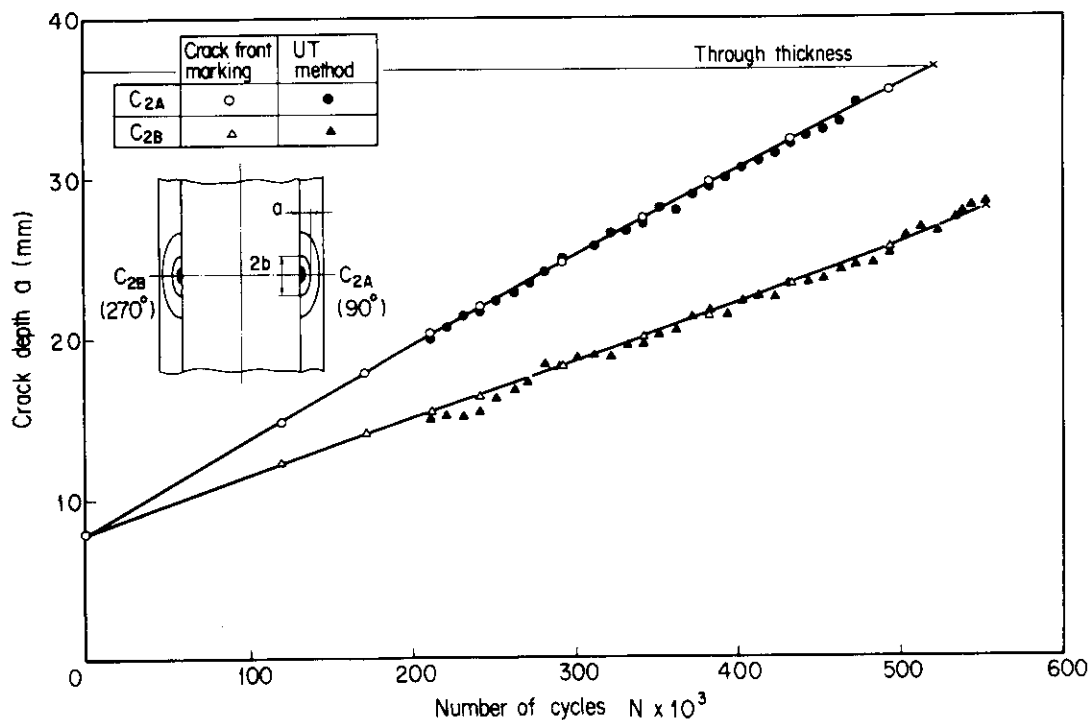


Fig.6.8 Result of crack depth measurement in EL-4 test pipe by ultrasonic method and crack front marking (C_{2A} and C_{2B} crack)

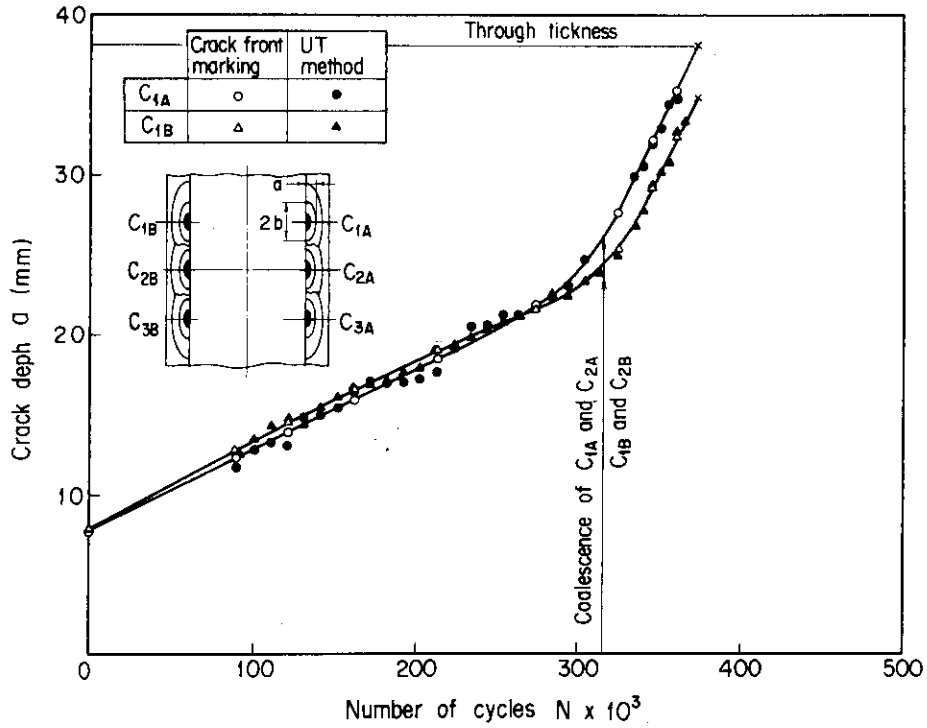


Fig.6.9 Result of crack depth measurement in EL-5 test pipe by ultrasonic method and crack front marking (C_{1A} and C_{1B} crack)

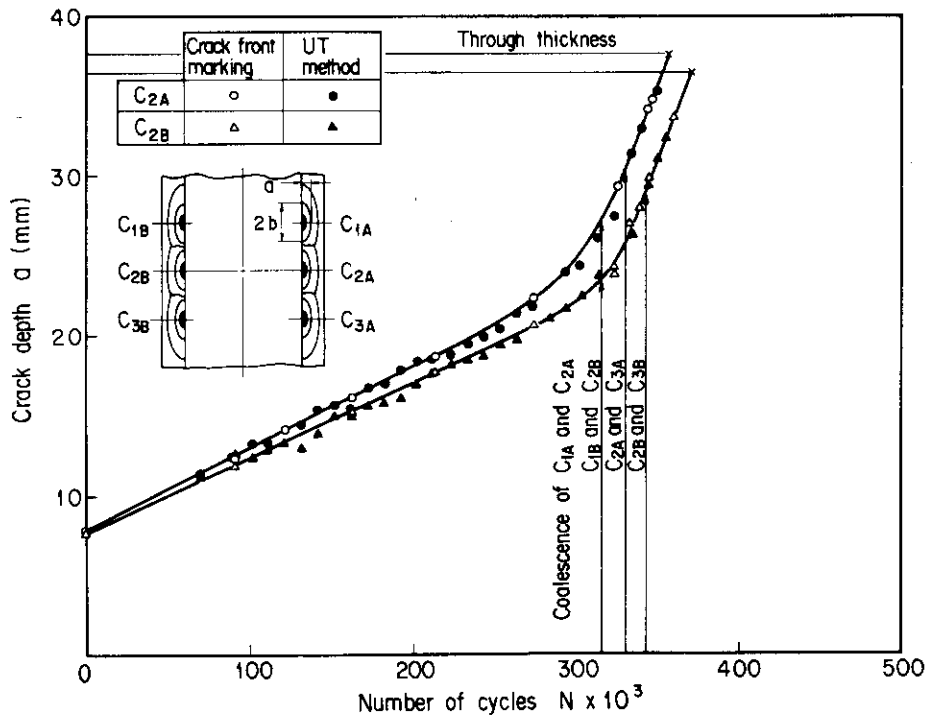


Fig.6.10 Result of crack depth measurement in EL-5 test pipe by ultrasonic method and crack front marking (C_{2A} and C_{2B} crack)

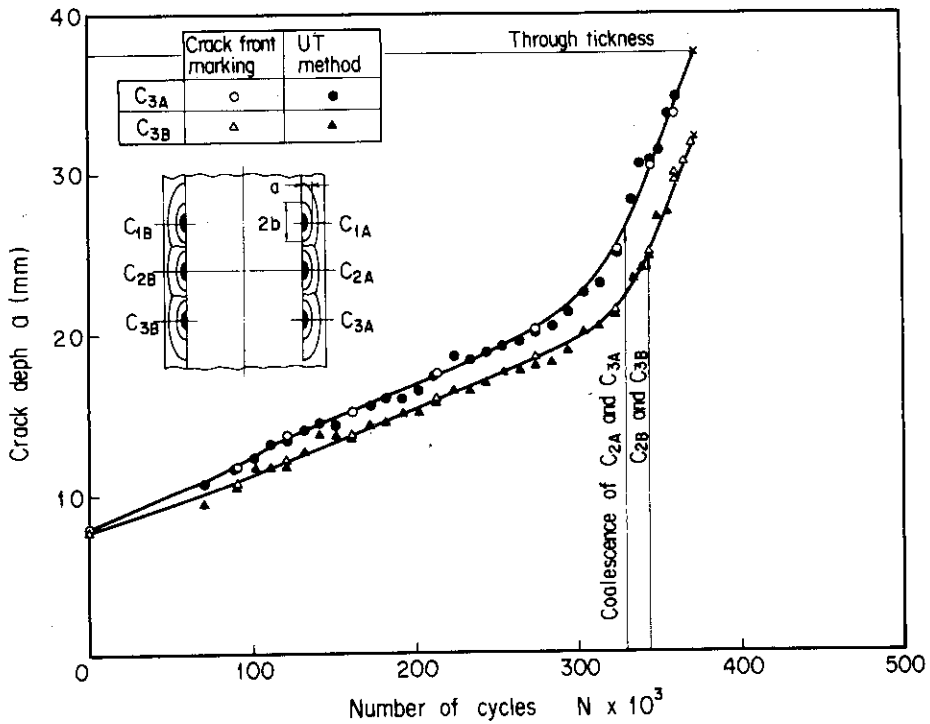


Fig.6.11 Result of crack depth measurement in EL-5 test pipe by ultrasonic method and crack front marking (C_{3A} and C_{3B} crack)

6.4 試験結果と予測結果の比較

EL-4 および EL-5 試験体におけるき裂伝播挙動の予測は、ASME Code Sec. XI の方法 (予測法 I) および本研究の方法 (予測法 II) の 2 方法によって行い、試験結果と比較した。伝播解析にあたっては、曲管試験体の実測寸法により解析モデル形状を決定し、また、解析における応力条件は各試験体の実測応力によった。Table 6.4 に解析条件を示す。

Table 6.4 Geometry and loading conditions of bend pipes for analytical procedures

Items	Bend pipe	
	EL-4	EL-5
Thickness t (mm)	37.34	37.75
Membrane stress range $\Delta\sigma_m$ (kg/mm ²)	5.03*	5.26*
Bending stress range $\Delta\sigma_b$ (kg/mm ²)	18.05*	18.63*
Initial defect size a x b (mm)	8 x 12	8 x 12
Number of initial defects	1	3
Crack interval d (mm)	—	98.5

* Measured by strain gages

Fig. 6.12 は、予測法 I による伝播予測結果と、EL-4 および EL-5 試験体の試験結果におけるき裂伝播曲線とを比較したものであり、Fig. 6.13 は、同様に予測法 II による予測結果と試験結果とを比較したものである。

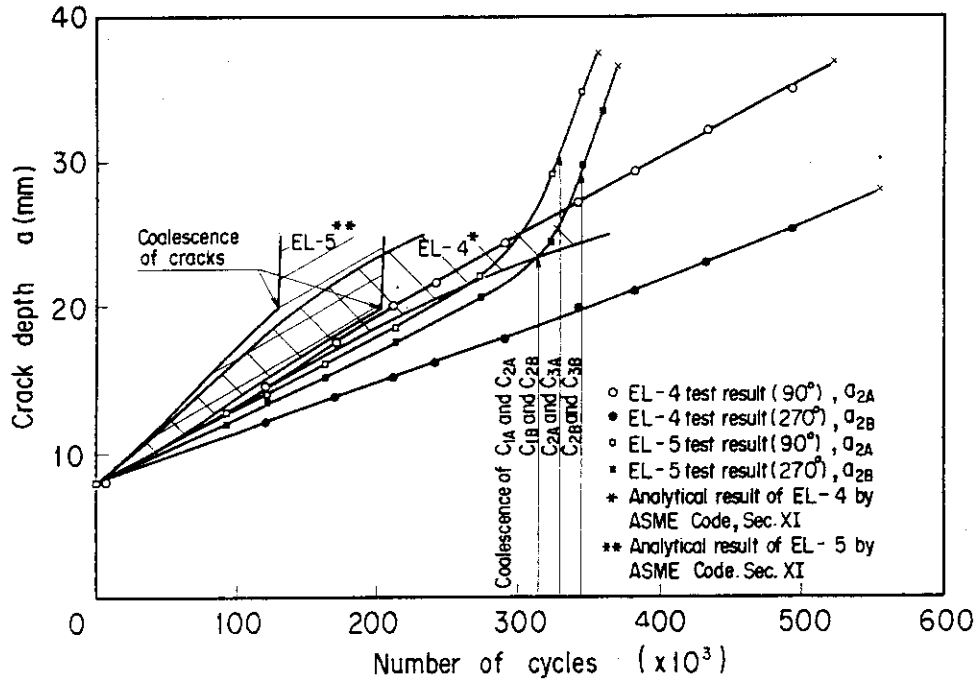


Fig.6.12 Comparison between test results and analytical results by ASME Code Sec.XI for crack growth curves in the thickness direction

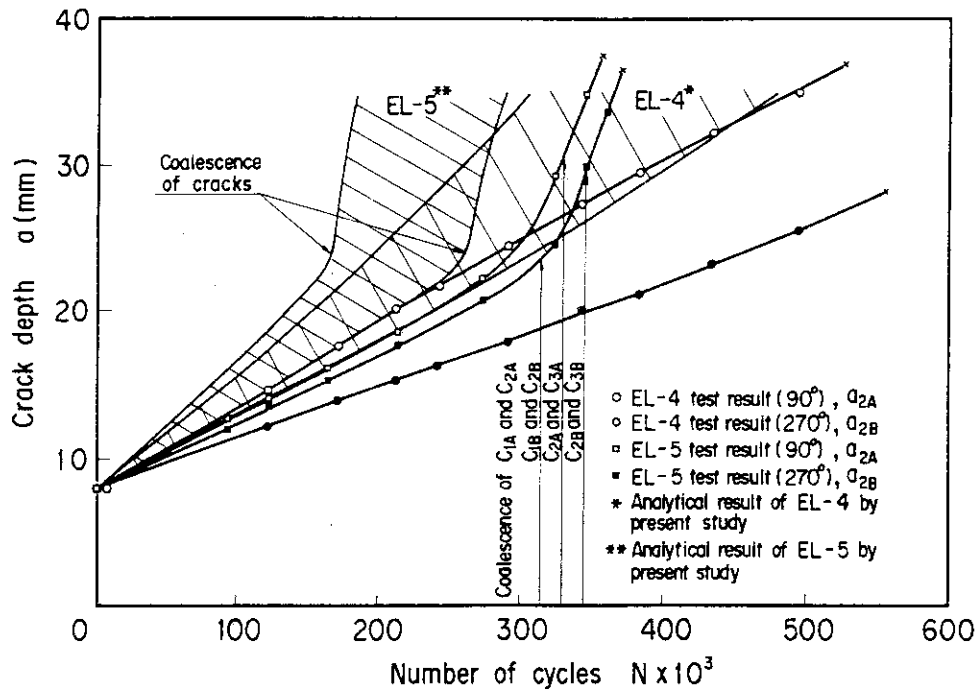


Fig.6.13 Comparison between test results and analytical results by the present study for crack growth curves in the thickness direction

Fig. 6.12 において、EL-5 試験体の予測結果は試験結果に比べかなり短寿命側であり、直管試験体の場合と同様の評価結果が得られることが分かる。一方、EL-4 試験体の場合も、短寿命側の評価となつてはいるが、き裂が深くなると伝播曲線の勾配が次第に緩やかになり長寿命側へと移行する傾向が生じている。Fig. 6.6 におけるEL-4 試験体の破面写真から分かるように、き裂が伝播するに従ってき裂形状は非常に扁平で長くなる。このことは、曲管脇腹部は Table. 6.4 から分かるように板曲げに近い応力状態となり、応力のほとんどが曲げ応力成分から成っているために生ずるものである。一方 Sec. XI では、相似形状保持という仮定を採用しているため、同一のき裂深さに対して試験結果よりはるかに短かい表面長さにき裂形状を評価していることになる。上記のEL-4 試験体の伝播予測曲線における勾配の鈍化は、このような不適正なき裂長さ評価によって生ずるものである。

一方、予測法Ⅱによる結果と両試験体の試験結果とを比較した Fig. 6.13 では、予測結果は試験結果に対していくぶん短寿命側の評価となっているが予測法Ⅰより改善された予測寿命を与えている。また、き裂合体点の予測も試験結果と良く一致しており、全体的に予測法Ⅰによる予測結果より良好な予測結果が得られることが分かる。

つぎに、き裂形状変化について、予測結果とEL-4 試験体の試験結果との比較を Fig. 6.14 に、EL-5 試験体の試験結果との比較を Fig. 6.15 に示す。

Fig. 6.14 において、EL-4 試験体の場合は試験結果と予測法Ⅱによるアスペクト比は非常に良く一致しているが、予測法Ⅰによる結果は、き裂が深くなると試験結果に対して大きめのアスペクト比評価となり、その差も次第に拡大していく。すでに指摘したように、アスペクト比を小さく評価するということは、き裂の表面長さを短く評価していることになるので実際より非安全側のき裂寸法評価となる。面内曲げ荷重負荷を受ける曲管の脇腹部のように、曲げ応力成分が大きな負荷状態の構造部材断面では、き裂は非常に扁平な形状へと成長するが、この場合、Sec. XI の形状評価基準では非安全側の伝播寿命評価となる恐れもあるので、Sec. XI の基準は妥当ではない。

一方、本研究の方法では、曲管試験体におけるき裂伝播挙動に関して、き裂形状変化およびき裂合体位置評価が正確に可能であり、き裂伝播寿命に関しては若干短寿命側の評価が得られている。

6.5 結 言

本研究では、曲管の脇腹部軸方向断面に複数内面欠陥が存在する場合、その欠陥からの疲労き裂伝播挙動を明らかにするため、曲管試験体を供試体とした疲労試験を実施した。さらに、ASME Code Sec. XI の評価法および第4章で提案した表面き裂伝播評価法によるき裂伝播予測を行い、これらの評価法の配管構造物への適用性を検討した。

疲労試験は、SUS 304 L ステンレス鋼製の曲管試験体両脇腹部の軸方向断面に、1 欠陥づつあるケース (EL-4 試験体) および3 欠陥づつあるケース (EL-5 試験体) について、繰返し面内曲げ荷重負荷により行った。疲労試験中、超音波探傷法、ピーチマーク法、および電位差法によるき裂伝播測定を行った。

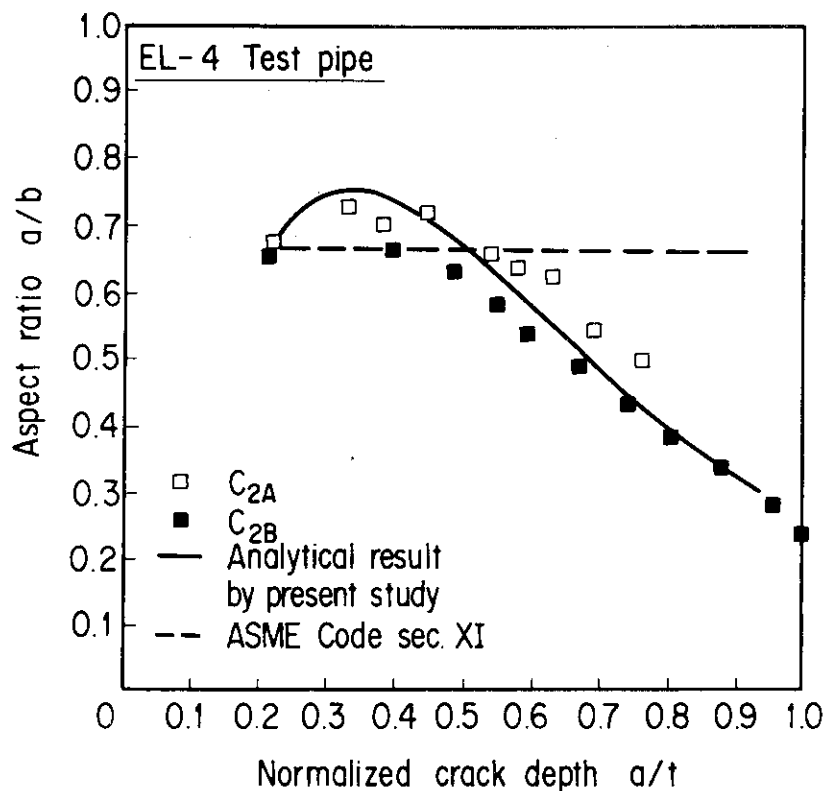


Fig.6.14 Change in aspect ratio with crack growth in EL-4 test pipe

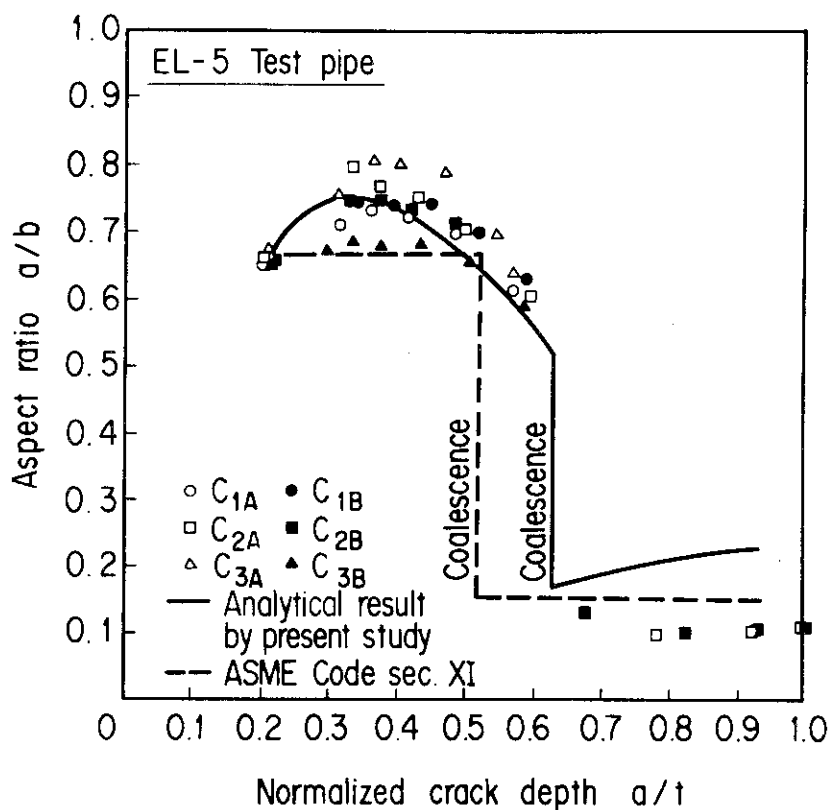


Fig.6.15 Change in aspect ratio with crack growth in EL-5 test pipe

以上の結果をまとめると、つぎの通りである。

- (1) 曲管外表面から行った超音波探傷法によるき裂深さ測定結果と、ビーチマークから得られたき裂深さは良い一致を示し、直管試験体の場合と同様に、曲管試験体においても端部ピークエコー法により良好なき裂深さ測定が可能である。
- (2) 曲管脇腹部に単一欠陥が有るケースでは、深さ方向へのき裂伝播はき裂貫通まで直線的な伝播曲線を示し、3欠陥のケースでは、き裂が合体する直前から伝播速度が高くなり、伝播曲線はほぼバイリニアとなる。また、き裂合体直前までは単一欠陥の場合と同様の伝播曲線を示し、き裂干渉効果が生ずる範囲は小さい。
- (3) 曲管脇腹部周方向では、曲げ応力成分が大きく板曲げに近い応力状態となる。そのため、この部分における軸方向表面き裂は、深さ方向に比べ表面方向への伝播が顕著であり、長く扁平なき裂へと成長する。
- (4) Sec. XIのき裂伝播評価法は、両試験体の試験結果に対して短寿命側の評価を与える。しかし、EL-4試験体の場合は、き裂が深くなると、予測された伝播曲線は次第に緩やかな勾配となり、試験結果に対して非安全側（長寿命側）の寿命評価へと移行する傾向が生ずる。これは、Sec. XIでは同一き裂形状保持という仮定を導入しているため、き裂長さを過小評価するために生ずるものである。従って、き裂形状が大きく変化すると予想されるケース、例えば、アスペクト比が1.0より大きな初期欠陥からのき裂伝播や曲げ応力成分の大きな部材におけるき裂伝播に対して、Sec. XIの方法は適用すべきではない。
- (5) 上記のことは、アスペクト比変化を調べた結果からも明らかであり、とくに、初期欠陥のアスペクト比が大きく、曲げ応力成分も大きい場合には、非安全側のき裂伝播寿命を与えると思われる。
- (6) 直管試験の場合と同様に、Sec. XIにおける合体判定基準は、試験結果に比べ非常に小さいき裂寸法において合体点を与え、合体判定点以後過大なき裂寸法評価結果を与える。
- (7) 第4章で提案した評価法により、曲管試験体の試験結果に対して若干短寿命側の伝播寿命評価が得られる。また、この方法によりき裂形状変化および合体位置の予測が精度良く可能であり、全体的にSec. XIの方法よりかなり改善された評価結果が得られる。

7. 結 論

本論文は、著者がこれまでに進めてきた、構造機器における疲労き裂伝播寿命簡易評価法に関する一連の試験研究結果をまとめたものである。

本論文の各章では、残留応力場におけるき裂伝播、過大荷重によるき裂伝播遅延、および複数表面き裂伝播等に関し、別個に試験結果および評価手法等を論じたが、実際の構造機器における疲労き裂伝播寿命評価に当っては、残留応力および過大荷重が重畳して負荷されるケースも多く、しかもほとんどの場合、評価の対象となるのは表面き裂である。そこで、このような実際的な条件下における表面き裂の伝播寿命評価の考え方について、以下に著者の見解を述べ、疲労寿命評価法のまとめとする。

- (1) 本論文における遅延予測法は、貫通き裂を対象としているので、表面き裂伝播問題を直接取扱えないが、表面き裂を等しいK値の貫通き裂問題に置換えることにより、表面き裂の過大荷重遅延予測が可能と考える。すなわち、貫通き裂問題として第3章で述べた方法により求められた $\Delta N_{OL} / \Delta N_{non-OL}$ の値を、表面き裂伝播予測により求められた ΔN_{non-OL} 値に乘ずることにより、表面き裂伝播における遅延挙動を推定可能と考える。すなわち、次式のように考える。

$$\left(\frac{\Delta N_{OL}}{\Delta N_{non-OL}} \right)_{\text{surface-crack}} \cong \left(\frac{\Delta N_{OL}}{\Delta N_{non-OL}} \right)_{\text{through-thickness-crack}}$$

- (2) 残留応力と過大荷重が重畳する場合は、上記の方法は適用できないが、過大荷重によりき裂伝播遅延が期待されるので、過大荷重効果を見捨てたとしても非安全側の評価となることはないと考える。
- (3) 第2章に述べた試験結果から分かるように、引張残留応力は伝播速度に対し加速効果を生ずるので、これを無視することはできない。とくに、溶接後熱処理を行わない溶接部における伝播寿命評価に当っては、高い残留応力が生じている可能性が大であり問題は重大である。この場合は、第3章で述べた方法により表面き裂の $(K_{res})_A$ および $(K_{res})_B$ を評価し、これを K_A および K_B に加算し、応力比効果として $(\Delta K_{eff})_A$ および $(\Delta K_{eff})_B$ を求めることにより、第4章で述べた表面き裂の伝播予測法を適用できる。
- (4) 過大荷重が間欠的に負荷される場合には、過大荷重による残留応力緩和効果が生ずるが、この効果は第3章で述べた方法により評価でき、 $(K_{res})_A$ および $(K_{res})_B$ に反映させれば良い。
- (5) 複数表面き裂の干渉効果は、伝播寿命には大きく影響しない。従って、第4章で示した非合体き裂判定基準を満す場合は、問題を簡略化するため、単一き裂として取扱うことができる。
- (6) なお、より複雑な実働荷重下における表面き裂伝播寿命評価については問題点も多く、今後の研究成果に待つべき点が多い。現状では、ASME Code Sec. XI に採用されている。線

型加算則によらざるを得ない。

- (7) 本論文では、評価手法の精度を確認するため、材料特性の上下限のバンド幅や平均値に基づいた評価を行ったが、構造機器における伝播寿命評価にあたっては、採用する材料特性 ($da/dN - \Delta K$ 曲線) は上限値にさらに、材料のバラツキや安全裕度を考慮したものでなければならない。

一般に、評価基準を作成する場合、その基準は保守的なものでなければならない。しかし、予期できなかった非安全側となるケースは勿論のこと、過度に安全裕度のある基準については、試験研究の成果をふまえ合理的で信頼性の高い基準へと改訂すべきである。第4章～第6章の結果から分かるように、ASME Code Sec. XIにおけるき裂形状の評価基準は、実験結果と合致しないだけでなく、条件によっては非安全側の寿命評価結果を与えるおそれもあり、不適切である。また、Sec. XIにおけるき裂合体判定基準は、合体点以後過大なき裂寸法評価結果を与え、厳しすぎる評価基準となっている。これらについて適切な改訂が必要と考える。本論文において取扱った残留応力の影響、過大荷重の影響、および表面き裂伝播における干渉効果、表面効果、および形状変化等は従来、評価基準において無視されるか、あるいは、かなり単純化されて取扱われてきた課題であり、今後、適切に評価基準に反映させるべきであると考えられる。

この観点から本研究は、現状における疲労き裂伝播評価法に関するいくつかの問題について、評価法の高精度化および合理化を念頭におき、ひいては構造機器の信頼性の向上に資することを目的として、試験研究データを基に伝播寿命簡易評価法の提案をいくつか行うことにより、評価法の改善を試みたものである。これらについて、各章毎に内容および研究結果を要約するとつぎの通りである。

第1章では、本研究の背景および疲労き裂伝播寿命評価法に関する従来の研究概要を述べ、その問題点を指摘するとともに、本研究の内容および目的を述べた。

第2章では、疲労き裂伝播における溶接残留応力の影響およびその評価法に関する研究結果を述べた。試験結果から、溶接部において高い残留応力が生じている場合には、その影響により伝播速度がかなり増大することが分かった。

また疲労き裂が残留応力場を伝播する場合、残留応力と繰返し荷重の重畳による残留応力緩和や伝播にともなう残留応力再分布が生じるが、これらについて簡易解析法を提案するとともに、残留応力緩和測定結果および残留応力再分布測定結果と比較した。その結果、簡易解析法はほぼ妥当な結果を与えることが分かった。上記簡易解析法を基にして K_{res} を推定し、これに基づき、残留応力場における疲労き裂伝播予測法を提案するとともに予測結果と試験結果の比較も行った。その結果、本予測法から得られる下限の伝播寿命が試験結果と良く一致することが分かった。

さらに、実際的な問題として、残留応力場における表面き裂伝播評価法に関する提案も行った。

第3章では、疲労き裂伝播における過大荷重の影響およびその評価法に関する研究結果を述べた。本研究結果から、繰返し荷重中に負荷される過大荷重により、顕著なき裂伝播遅延が生ずることが分かった。このき裂伝播遅延に関し、き裂先端部に生ずる圧縮残留応力に着目したき裂伝播遅延予測法を提案した。試験結果と予測結果を比較した結果、両者には大略良好な一致が見られた。また、本予測法と他の予測法とを比較し、本予測法の特長を明らかにするとともに種々のき裂伝播遅延データへの本法の適用性も検討した。

さらに、本予測法を用いて過大荷重比と遅延寿命比との関係を求め、過大荷重の導入による伝播寿命延伸効果も検討した。

第4章では、複数表面き裂の伝播における基礎的データを得るために実施した、表面欠陥付平板試験片のき裂伝播試験結果および表面き裂の伝播予測法に関する研究結果を述べた。

本研究結果から、表面き裂の伝播における自由表面効果および隣接き裂の干渉効果について補正係数が得られた。

また、自由表面効果および干渉効果を考慮した複数表面き裂の伝播予測法を提案し、平板試験結果と比較した。

その結果、提案した予測法により、伝播寿命、き裂形状変化およびき裂合体点について、ASME Code Sec. XI の方法よりかなり改善された予測結果が得られることが分かった。また、自由表面効果および干渉効果を補正しない場合には、形状変化や伝播寿命について良好な予測結果が得られなかった。さらに、本予測法から得られるき裂形状変化と他の研究結果との比較および非合体き裂判定法等についても検討した。

第5章では、実機の構造機器における表面き裂の伝播挙動を把握し、また Sec. XI の方法や本研究で提案したき裂伝播評価法の適用性を、配管試験により実証するために実施した複数内面欠陥付直管試験体のき裂伝播試験結果、およびき裂伝播評価に関する研究結果を述べた。

本研究では、母材および溶接継手付直管試験体について疲労試験を実施したが、伝播寿命に関して大きな差異は認められなかった。

Sec. XI による予測結果は、試験結果に比べかなり安全側の予測寿命を与えた。一方、第4章で提案した方法は、き裂形状変化、合体位置および伝播寿命に関して、Sec. XI の方法よりかなり改善された予測値を与えた。

第6章では、第5章に引きつづき、配管モデルのひとつとして複数内面欠陥付曲管試験体を用いたき裂伝播試験結果、およびき裂伝播評価に関する研究結果を述べた。本研究では、2体の曲管試験体を使用し、曲管の内面脇腹部、軸方向にき裂がある場合のき裂伝播に関して、き裂が1個の場合と3個の場合について試験を行い、き裂伝播予測結果との比較も行った。その結果、曲管脇腹部では曲げ応力成分が大きく、き裂伝播曲線は直線的であり、また長く扁平なき裂へと成長していくことが分かった。さらにSec. XI の方法による伝播予測および本研究の方法による伝播予測を行った結果、Sec. XI による予測は一応、安全側の伝播寿命予測値を与えるものの、き裂が1個のケースではき裂が深くなると非安全側へと移行する傾向が見られた。一方、本研究で提案した伝播予測法は、第5章で述べた直管試験体の場合と同様に、き裂形状変化および合体位置の予測とも良好であり、さらに伝播寿命については、やや安全側の予測値が得られた。一般に、第4章、第5章および第6章の結果から分かるように、本研究において提案した複数表面き裂の伝播評価法は、き裂形状変化、き裂合体位置、および伝播寿命について、Sec. XI の方法よりかなり改善されていると判断される。

破壊力学手法に基づく許容欠陥評価法は、き裂の伝播寿命を考慮して構造機器の疲労寿命を評価する手法であり、従来の疲労寿命評価法に比べ合理的であり、信頼性の向上に大きく貢献するものであると考える。また、この方法に基づき、合理的に許容欠陥および非許容欠陥の判定を行うことにより、構造機器の信頼性の向上だけでなく、補修の簡素化、定検期間の短縮、定検間隔

の合理的設定、および稼働率の向上といった事が期待され、経済的利益も大きいと考える。しかし、本論文で指摘したように解決すべき問題点も未だ多く、構造機器の供用前および供用期間中の点検、検査において確実に損傷や欠陥を検出することとともにき裂伝播寿命評価精度および信頼性の向上も重要であり、この分野において一層の試験研究の進展が望まれる。

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、東京大学工学部船舶工学科、飯田國廣教授より終始親切なるご指導と多くのご助力を賜わった。また、本論文のご検討をいただいた同教授ならびに東京大学、生産技術研究所、高橋幸伯教授、船舶工学科、町田進教授、機械工学科、朝田泰英教授、船舶工学科、吉田宏一郎助教授より有益なるご討論とご教示を賜わった。ここに深く感謝の意を表します。

本論文をまとめるにあたり、日本原子力研究所安全工学部構造強度研究室、宮園昭八郎室長より多くのご協力と激励を賜わり、心から感謝致します。

研究の遂行にあたり、日本原子力研究所東海研究所、野沢正雄副所長ならびに同所安全性試験研究センター、桂木学センター長より多くのご協力と便宜を賜わり、心から感謝致します。

各試験研究の実施にあたりご協力いただいた、日本原子力研究所安全工学部構造強度研究室、川村隆一氏、大場敏弘氏、横山憲夫氏、原子力エンジニアリング(株)、八木岡隆一氏、住友重機械工業株式会社、橋本宗到氏、三菱重工業株式会社、神野藤保夫氏ならびに構造強度研究室員各位および研究所内、所外の関係各位には、厚く御礼申し上げます。

の合理的設定、および稼働率の向上といった事が期待され、経済的利益も大きいと考える。しかし、本論文で指摘したように解決すべき問題点も未だ多く、構造機器の供用前および供用期間中の点検、検査において確実に損傷や欠陥を検出することとともなき裂伝播寿命評価精度および信頼性の向上も重要であり、この分野において一層の試験研究の進展が望まれる。

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、東京大学工学部船舶工学科、飯田國廣教授より終始親切なるご指導と多くのご助力を賜わった。また、本論文のご検討をいただいた同教授ならびに東京大学、生産技術研究所、高橋幸伯教授、船舶工学科、町田進教授、機械工学科、朝田泰英教授、船舶工学科、吉田宏一郎助教授より有益なるご討論とご教示を賜わった。ここに深く感謝の意を表します。

本論文をまとめるにあたり、日本原子力研究所安全工学部構造強度研究室、宮園昭八郎室長より多くのご協力と激励を賜わり、心から感謝致します。

研究の遂行にあたり、日本原子力研究所東海研究所、野沢正雄副所長ならびに同所安全性試験研究センター、桂木学センター長より多くのご協力と便宜を賜わり、心から感謝致します。

各試験研究の実施にあたりご協力いただいた、日本原子力研究所安全工学部構造強度研究室、川村隆一氏、大場敏弘氏、横山憲夫氏、原子力エンジニアリング(株)、八木岡隆一氏、住友重機械工業株式会社、橋本宗到氏、三菱重工業株式会社、神野藤保夫氏ならびに構造強度研究室員各位および研究所内、所外の関係各位には、厚く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 発電用軽水型原子炉施設の安全評価に関する審査指針について, 昭和53年9月, 原子力委員会
- 2) S.H. Bush : Reliability of piping in light-water reactors, Nuclear Safety, 17-5, 1976
- 3) K. Frank and W.S. Hazelton, et al. : Pipe cracking experience in light-water reactors, NUREG-0679, 1980
- 4) Investigation and evaluation of stress-corrosion cracking in piping of light-water reactor plant, NUREG-0531, 1979
- 5) 佐藤: 欠陥を含む溶接構造の信頼性評価に関する基礎的考え方, 溶誌, 52-4, 1983
- 6) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI, (1974 ed. ~ 1983 ed.)
- 7) J. Schijve : Four lectures on fatigue crack growth, Eng. Fract. Mech., Vol.11, 1979
- 8) 宮本: き裂伝播における二, 三の問題, 機誌, 72-601, 1979
- 9) 川原: 疲労および破壊現象の破壊力学の応用, 溶誌, 52-3, 1983
- 10) 中沢, 小林: 疲れ破壊におけるフラクトグラフィと破壊力学の関連, 機誌, 75-642, 1972
- 11) P.C. Paris and F. Erdogan : A critical analysis of crack propagation laws, Trans. ASME, Ser. D, 85-4, 1963
- 12) R.G. Forman, et al. : Numerical analysis of crack propagation in cyclic-loaded structures, Trans. ASME, Ser. D, 89-3, 1967
- 13) R. Roberts and F. Erdogan : The effect of mean stress on fatigue crack propagation in plate under extension and bending, Trans. ASME, Ser. D, 89-4, 1967
- 14) S. Pearson : The effect of mean stress on fatigue crack propagation in half-inch (12.5 mm) thick specimens of aluminium alloys of high and low fracture toughness, Eng. Fract. Mech., 4-1, 1972
- 15) F. Erdogan and M. Ratwani : Fracture of cylindrical shells containing a crack, Nucl. Eng. Des., 20-1, 1973
- 16) 石田, 寺田, 角田: 航空機用金属材料における疲れき裂進展について, 機講論, No.710-9, 1971
- 17) 中沢, 小林, 他: 大型鋼板の疲れき裂進展挙動の破壊力学的検討, 機構論, No.730-1, 1973
- 18) K. Walker : The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminium, ASTM STP 462, 1970
- 19) 豊貞: 部分片振領域における疲労き裂伝播速度について, 造論, No.133, 1973

- 20) 金沢, 町田, 糸賀: 疲労き裂伝播に関する一考察, 造論, No.136, 1974
- 21) W. Elber : The significance of fatigue crack closure, ASTM STP 486, 1971
- 22) 菊川, 他3名: 除荷弾性コンプライアンス法による低進展速度領域における疲労き裂進展速度とき裂開閉口挙動の測定, 材料, 25-276, 1976
- 23) V. Backman and D. Munz : Fatigue crack closure evaluation with the potential method, Eng. Fract. Mech., Vol.11, 1979
- 24) 平野, 石井, 小林, 他: 超音波法による疲労き裂の検出, 非破壊検査協会 55年度春季講演会前刷
- 25) A. Ohta, et al. : Fatigue crack closure over the range of stress ratios from -1 to 0.8 down to stress intensity threshold velocity in HT80 steel and SUS304 stainless steel, Fracture, Vol.14, No.3, 1978
- 26) 大田, 佐々木, 小菅: Elberによる有効応力拡大係数の振幅の適用限界, 機論, 44-386, 1978
- 27) R.D. Brown and J. Weertman : Mean stress effects on crack propagation rates and crack closure in 7050-T6 aluminium alloy, Eng. Fract. Mech., Vol.10, 1978
- 28) H.U. Staal and J.D. Elen : Crack closure and influence of cycle ratio R on fatigue crack growth in Type 304 stainless steel at room temperature, Eng. Fract. Mech., Vol.11, 1979
- 29) J. Schijve : Some formulas for the crack opening stress level, Eng. Fract. Mech., 14-3, 1981
- 30) Satish Chand and S.B.L. Garg : Crack closure studies under constant amplitude loading, Eng. Fract. Mech., 18-2, 1983
- 31) 加藤, 栗原, 川原: 広範囲の応力比条件下での疲労き裂伝播速度式の検討, 造論, No.153, 1983
- 32) B. Budiansky and J.W. Hutchinson : Analysis of closure in fatigue crack growth, Trans. ASME, J. of App. Mech., 45, 1978
- 33) H. Fühling and T. Seeger : Dugdale crack closure analysis of fatigue crack under constant amplitude loading, Eng. Fract. Mech., Vol.11, 1979
- 34) A.U.de Koning : A simple crack closure model for prediction of fatigue crack growth rates under variable amplitude loading, ASTM STP 743, 1981
- 35) 豊貞, 岡本, 藤原: き裂開閉口を考慮した疲労き裂伝播モデル, 造論, No.152, 1983
- 36) J.C. Newman, Jr. : A finite-element analysis of fatigue crack closure, ASTM STP 590, 1976

- 37) K. Ogura and K. Ohji : FEM analysis of crack closure and delay effect in fatigue crack growth under variable amplitude loading, Eng. Fract. Mech., Vol.9, 1977
- 38) 白鳥, 三好, 宮本 : 疲労き裂の伝ばと開閉挙動の解析, 機論, 43-374, 1977
- 39) G.R. Irwin : Crack-extension force of a part - through crack in a plate, Trans. ASME, J. of App. Mech., 1962
- 40) P.C. Paris and G.C. Sih : Stress analysis of cracks, ASTM STP 381, 1965
- 41) A.S. Kobayashi and W.L. Moss : Stress intensity magnification factors for surface - flawed tension plate and notched round tension bar, 2nd Int. Conf. on Fracture, 1969, Brighton, UK
- 42) F.W. Smith and D.R. Sorensen : The semi-elliptical surface crack - a solution by the alternating method, Fracture, 12-1, 1976
- 43) R.C. Shah and A.S. Kobayashi : Stress intensity factors for an elliptical crack approaching the surface of a plate in bending, ASTM STP 513, 1972
- 44) A.S. Kobayashi : Crack opening displacement in a surface flawed plate subjected to tension or plate bending, 2nd. ICM, 1976
- 45) H. Nishitani and Y. Murakami : Stress intensity factors of an elliptical crack or a semi-elliptical crack subject to tension, Fracture, 10-3, 1974
- 46) J.C. Newman, Jr. and I.S. Raju : Analyses of surface cracks in finite plates under tension or bending loads, NASA-TP-1579, 1979
- 47) R.C. Shah and A.S. Kobayashi : Stress intensity factors for an elliptical crack approaching the surface of a semi-infinite solid, Fracture, Vol.9, 1973
- 48) 金沢, 大庭, 町田 : 溶接残留応力が脆性破壊伝播におよぼす影響について, 造論, No.109, 1961
- 49) 吉識, 金沢, 町田, 他 : 鋼材の脆性破壊発生特性におよぼす疲労の影響, 造論, No.121, 1967
- 50) 金沢, 町田, 矢島, 他 : 鋼材の脆性破壊発生特性におよぼす疲労の影響 (第2報) 造論, No.126, 1969
- 51) 柴田, 川村, 神野藤 : オーステナイトステンレス鋼溶接部の疲れき裂伝播に関する研究 (第1報, 残留応力がき裂伝播におよぼす影響について), 機構論, No.783-1, 1978
- 52) 仁瓶, 尾野, 恒成 : 溶接残留応力を考慮した疲労き裂伝播寿命の推定に関する研究, 造論, No.152, 1982
- 53) G. Glinka : Effect of residual stress on fatigue crack growth in steel weldments under constant and variable amplitude loads,

ASTM STP 677, 1979

- 54) D.U. Nelson : Effects of residual stress on fatigue crack propagation, ASTM STP 776, 1982
- 55) V.I. Trufiakov, O.I. Guscha, Yu. F. Kudriavzev : Alternation of residual stresses in welded joints at cyclic loading, IIW Doc. XIII-1031-81, 1981
- 56) 橋内：突合せ溶接材および母材の疲労き裂伝播挙動，機論(A)，47-419，1981
- 57) 福田，渡，堀川：疲労き裂伝播におよぼす溶接残留応力の影響（き裂開閉口挙動に注目した実験的検討），機論(A)，47-416，1981
- 58) 福田，岸本，西尾，堀川：疲労き裂伝播におよぼす溶接残留応力の影響（続報）（溶接後熱処理に注目した実験的検討），機講論，No.824-3，1982
- 59) 菊川：実働荷重下の疲労き裂進展，機論(A)，48-435，1982
- 60) K. Shibata, T. Kawamura, and M. Hashimoto : Prediction of fatigue crack growth and experimental result on overload retardation, Nucl. Eng. Des., 59-2, 1980
- 61) O.E. Wheeler : Spectrum loading and crack growth, Trans. ASME, Ser. D. 94-1, 1972
- 62) S. Matsuoka, K. Tanaka, and M. Kawahara : The retardation phenomenon of fatigue crack growth in HT80 steel, Eng. Fract. Mech., Vol.8, 1976
- 63) T.D. Gray and J.P. Gallagher : Predicting fatigue crack retardation following a single overload using a modified Wheeler model, ASTM STP 590, 1976
- 64) P.D. Bell and A. Wolfman : Mathematical modeling of crack growth interaction effects, ASTM STP 595, 1976
- 65) 松岡，田中：疲労き裂伝播におよぼす過大荷重の影響，機論，44-378，1976
- 66) 川原，岩崎：ランダム荷重下での疲労き裂伝播（第1報），造論，No.142，1977
- 67) L.N. McCartney : A theoretical explanation of the delaying effects of overloads on fatigue crack propagation, Fracture, 14-2, 1978
- 68) 岡本，豊貞：き裂開閉口挙動に基づく疲労き裂伝播特性の検討，造論，No.153，1983
- 69) 薄，岡村：定常ランダム荷重下の疲労き裂進展（第1報，試験システムおよびS45Cの実験結果），機論，44-386，1978
- 70) 薄，岡村：定常ランダム荷重下の疲労き裂進展（第2報，アルミニウム合金2024-T3材の実験結果およびき裂進展速度推定法の提案），機論(A)，45-390，1979
- 71) 川原，岩崎：ランダム荷重下での疲労亀裂伝播（第2報），造論，No.144，1978
- 72) 岩崎，川原：同上（第3報），造論，No.147，1980
- 73) 岩崎，川原：同上（第4報），造論，No.149，1981
- 74) 菊川，城野，他：ランダム波を含む定常変動荷重下のき裂開閉口挙動とき裂進展速度の推定

- 法 (第1報, 平均荷重の影響ならびに破形カウント法の検討), 機論 (A), 48-436, 1982
- 75) 菊川, 城野, 近藤: ランダムを含む定常変動荷重下の疲労き裂開閉口挙動とき裂進展速度の推定法 (第2報, 高進展速度領域への拡張), 機論 (A), 49-439, 1983
- 76) J. Schijve: Observations on the prediction of fatigue crack growth propagation under variable amplitude loading, ASTM STP 595, 1976
- 77) G.R. Irwin: Introduction of ASTM STP 687, 1979
- 78) 金沢, 町田, 糸賀: 表面欠陥からの疲労き裂伝播特性について, 造論, No.132, 1972
- 79) K. Iida and M. Kawahara: Changes in fatigue crack shape during growth, IIW Doc. XIII-790-75, 1975
- 80) 川原, 栗原: 表面き裂の疲労による伝播成長過程に関する予備的考察, 造論, No.137, 1975
- 81) 川原, 栗原: 表面欠陥からの疲労き裂伝播 (第一報), 造論, No.139, 1976
- 82) 川原, 栗原: 表面欠陥からの疲労き裂伝播 (第二報), 造論, No.141, 1977
- 83) K. Iida and M. Kawahara: Propagation and coalescence of fatigue cracks initiated from collinear or parallel adjacent surface flaws, Proc. 4th Int. Conf. PVT., Vol.1, London, 1980
- 84) 飯田, 安藤, 平田: 複数表面欠陥からの疲労き裂伝播寿命評価 (第一報), 造論, No.148, 1980
- 85) 飯田, 高: 疲労表面き裂の形状表現式について, 造論, No.147, 1980
- 86) 安藤, 平田, 飯田: 複数表面欠陥からの疲労き裂伝播寿命評価 (第2報), 造論, No.153, 1983
- 87) L. Hodulak, et al.: Growth of part-through cracks, ASTM STP 677, 1979
- 88) K. Shibata, T. Oba, et al.: Fatigue and fracture behavior of straight pipe with flaws in inner surface, Nucl. Eng. Des., 1981
- 89) K. Shibata, N. Yokoyama, et al.: Fatigue behavior of pipes containing multiple flaws in inner surface, IIW Doc. XIII-1038-82, 1982
- 90) K. Shibata, et al.: Fatigue behavior of pipes containing multiple flaws in inner surface, Nucl. Eng. Des., 74-2, 1982
- 91) 新井, 井野, 岩城: 隣接表面き裂の相互干渉効果, 機論 (A), 49-437, 1983
- 92) 宮田, 楠本: 三次元表面き裂の応力拡大係数について機論 (A), 45-391, 1979
- 93) 村上, 西谷: 二つの等大半楕円き裂の干渉における応力拡大係数, 機論 (A), 47-415, 1981
- 94) 岡村著: 線型破壊力入門, 培風館, 1976
- 95) 小林: 疲労き裂伝播の破壊力学と金属組織, 材料, 29-317, 1980
- 96) F. Erdogan and J.J. Kibler: Cylindrical and spherical shells with cracks, Fracture, 5-3, 1969
- 97) J.R. Rice: Mechanics of crack tip deformation and extension by

fatigue, ASTM STP 415, 1967

- 98) 石田著：き裂の弾性解析と応力拡大係数，培風館，1976
- 99) R.J. Bucci : Development of a proposed ASTM standard test method for near threshold fatigue crack growth rate measurement, ASTM STP 738, 1981
- 100) Proposed ASTM test method for measurement of fatigue crack growth rates, Appendix II of ASTM STP 738, 1981
- 101) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. III, Div. 1, 1983ed.