

材料の加工硬化特性を考慮した亀裂結合力モデルに基づく疲労亀裂の開閉口モデルと亀裂伝播解析

山下, 紘平
九州大学大学院工学府建築システム工学専攻

後藤, 浩二
九州大学大学院工学研究院海洋システム工学部門

<https://hdl.handle.net/2324/4794431>

出版情報 : Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers. 21, pp.31-42, 2015-06. The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers

バージョン :

権利関係 :



材料の加工硬化特性を考慮した亀裂結合力モデルに基づく 疲労亀裂の開閉口モデルと亀裂伝播解析

学生会員 山下 紘 平* 正会員 後 藤 浩 二**

Numerical simulation of fatigue crack propagation with crack opening and closing based on the strip yield model considering the strain hardening effect of materials

by Kohei Yamashita, *Student Member* Koji GOTOH, *Member*

Summary

This paper presents a numerical simulation for fatigue crack propagation based on improved strip yield model, which enables the strain hardening effect of materials to consider. One-dimensional bar elements, which consist of the strain hardening materials, are plugged up the gap corresponding to the fictitious crack opening displacement in the plastic zone to describe the role of crack wake generated over fatigue crack surfaces. Validity of this numerical model under monotonic loading, unloading and reloading conditions was verified by comparison of the COD profile and plastic zones size with elastic-plastic FE analysis. Proposed model was implemented into the numerical simulation of fatigue crack propagation considering the crack opening / closing. Proposed simulation of fatigue crack propagation, which enables the strain hardening effect of materials, was validated by comparing fatigue crack propagation histories obtained by the numerical simulations with measured ones.

1. 緒 言

大型溶接構造物の疲労強度評価手法の主流は S-N 曲線に基づく Miner 則等の線形累積被害則の適用であるが、同手法による疲労強度評価では、繰返し荷重サイクル数と疲労亀裂成長量の定量的な関係を与えることが出来ない。これに対して破壊力学的手法を適用することで载荷に伴う亀裂成長量を推定できる上、亀裂成長の結果、構造物が不安定破壊を生じるか否かの判断まで下すこともできるが、一般的な破壊力学的手法（Paris 則）では疲労亀裂伝播挙動に大きな影響を及ぼす荷重履歴の効果を定量的に考慮出来ないという問題がある。この問題に対し豊貞ら¹⁾は、疲労亀裂成長には、応力変動 1 サイクル（最大応力→[除荷過程]→最小応力→[再負荷過程]→次ステップの最大応力）中の再負荷過程で、亀裂先端が開いた後に再び引張塑性域が形成される応力 S_{RPG} （RPG 応力；Re-tensile Plastic zone's Generated stress）から次ステップの最大応力 S_{max} に至る過程で、亀裂先端近傍で塑性ヒステリシスが出現し、疲労亀裂成長のエネルギーが供給されると考えた。そして、再引張塑性域が形成される応力範囲に対応する応力拡大係数範囲 ΔK_{RPG} を、疲労亀裂伝播速度を律するパラメータに採用することで、定量的な疲労寿命評価が可能であると提案し、この疲労亀裂伝播則を実装した

疲労亀裂開閉口シミュレーション¹⁾を開発し、一定荷重振幅条件に加えて種々の変動荷重条件下における疲労亀裂伝播の数値シミュレーションを実施し、実測結果と比較することで、同手法の妥当性を示している。しかしながら、同シミュレーションでは、比較的大きな荷重履歴変動条件下で、亀裂成長履歴の推定精度が低下する場合があることも確認された²⁾。亀裂成長履歴の推定精度低下が生じる原因として、同シミュレーションでは、疲労亀裂伝播履歴に大きく影響を及ぼす亀裂開閉口挙動の数理モデル（疲労亀裂伝播に伴い亀裂面に取り込まれる crack wake の表現）を、亀裂結合力モデル（Strip yield model）に基づいて構築しているが、亀裂結合力モデルでは材料を弾完全塑性体と仮定しているのに対し、実材料は一般に加工硬化現象を生じるため、弾完全塑性体としての取り扱いでは、crack wake や亀裂先端近傍で生じる塑性変形が過大に与えられるという問題が生じるためである³⁾。この結果、特に荷重履歴が急変する場合に実現象以上の亀裂閉口、亀裂成長の遅延や停留を推定すると推察された。この問題を克服するため、塑性拘束係数¹⁾や塑性収縮係数¹⁾といった各種係数をシミュレーションに導入することで実験値と比較して良好な解析結果を得ている。

一方で、計算力学分野の進歩により、疲労亀裂伝播問題に関しても有限要素法（FEM）を利用した研究も拡がりつつあるが、亀裂面のような不連続領域を扱うには複雑な処理が必要である上、亀裂伝播に対応するための要素のリメッシュ処

* 九州大学大学院工学府建設システム工学専攻

** 九州大学大学院工学府海洋システム工学部門

理を逐次的に行う必要があるため、計算資源の観点から疲労亀裂伝播問題への適用には必ずしも適していない。また、これらの問題を克服するために拡張有限要素法 (X-FEM) ⁴⁾ の利用も盛んになりつつあるが、X-FEM では疲労亀裂開閉口挙動の定量的取り扱いが十分とは言い難い面がある。

以上述べた現状を総合的に考慮し、本研究では、上記のような塑性拘束係数、塑性収縮係数等のチューニングパラメータを使用せず、理論的に疲労亀裂成長挙動を推定するために、亀裂結合力モデルに基づく疲労亀裂伝播シミュレーションに、材料の加工硬化現象を考慮する手法を検討する。これまでに著者の一人らは、単調荷重条件を対象として、材料の加工硬化現象を考慮した亀裂結合力モデル ⁵⁾ を提案しているが、本研究では同手法を繰返し荷重問題に拡張する。

2. 疲労亀裂伝播シミュレーションと単調荷重条件の加工硬化特性を考慮した亀裂結合力モデルの概要

ここでは、本研究で改良対象とする、亀裂結合力モデルに基づく疲労亀裂伝播シミュレーション ¹⁾ 及び、単調荷重条件下における材料の加工硬化特性を考慮した亀裂結合力モデル ⁵⁾ について概説する。

2.1 疲労亀裂伝播シミュレーション ¹⁾

Fig.1 に模式的に示すように、既報のモデル ¹⁾ では、仮想亀裂部に降伏応力と等しい一様応力が作用し、形状が仮想亀裂開口変位と同じ形状となる小片を埋め込むことで、塑性域における変位の連続性を満足させている。また、数値解析にこの考えを適用するために、この小片を一次元の棒を連続させることで離散化している。この棒を以下では棒要素と称する。

亀裂結合力モデルでは材料を弾完全塑性体として取り扱うため、亀裂開口量が実際よりも大きめの値が与えられる傾向がある。これを修正するために、塑性拘束係数と称される係数を導入し、降伏点を修正することで亀裂開口量の推定精度向上を図ることが一般的である。

最大荷重作用時の亀裂開口変位の定式化について説明する。最大荷重作用時に亀裂が完全に開口し、加えて現在の亀裂長さにおける塑性域先端 a が過去の最大塑性域先端 a^* よりも前方に成長している場合 $a^*=a$ と置き換え、Fig.2 に示すように亀裂結合力モデルを適用すると、その開口量は式 (1) 式で与えられる。

$$V_j^{\max} = P_{\max} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \lambda \sigma_Y \sum_{i=1}^n F(x_j, x_i, a^*) + \sum_{i=1}^n \sigma_i^R F(x_j, x_i, a^*) \quad (1)$$

ここで、

- x : 亀裂線上に沿って設定した座標,
- V_j^{\max} : 外荷重の最大値が作用した場合の亀裂線上の位置 x_j における開口変位,
- P_{\max} : 外荷重の最大値,
- s_i : 位置 x_i における棒要素に作用する応力,
- a^* : 仮想亀裂長さ (引張り塑性域長さ),
- $F(x_j, x_i, a^*)$: 位置 x_i に単位応力作用時の x_j における仮想 COD,
- σ_i^R : 位置 x_i における残留応力,
- σ_Y : 位置 x_i における結合力 (材料の降伏応力),
- λ : 塑性拘束係数.

また、棒要素のゲージ長 (棒要素に働く応力が除荷した際の長さ) は式 (2) で与えられる。

$$L_j^{\max} = V_j / (1 + \lambda \sigma_Y / E') \quad (2)$$

ここで、

- V_j : 最大荷重時の位置 x_j における仮想 COD,
- L_j^{\max} : 最大荷重時の位置 x_j におけるゲージ長,
- E' : E 平面応力状態
 $E/(1-\nu^2)$ 平面ひずみ状態,
- ν : ポアソン比.

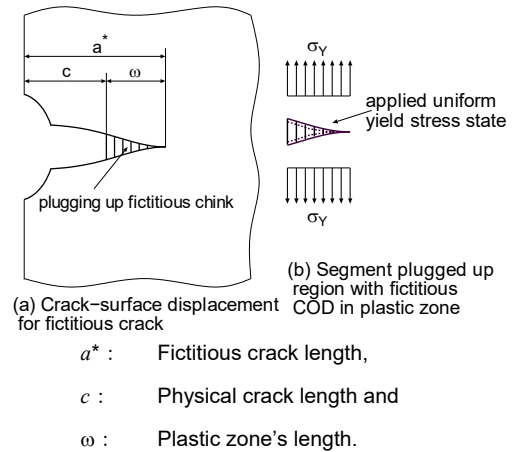


Fig.1 Procedure of fictitious crack opening displacement in the strip yield model.

最小荷重時には Fig.3 に示す重ね合わせの原理が成立することから、最小荷重時の棒要素に作用する応力を σ_i とすると式 (3) を解くことで、亀裂開口変位を計算できる。

$$V_j^{\min} = P_{\min} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) + \sum_{i=1}^n \sigma_i^R F(x_j, x_i, a^*) \quad (3)$$

ここで,

V_j^{\min} : 外荷重の最小値が作用した場合の亀裂線上の位置 x_j における開口変位,

P_{\min} : 外荷重の最小値,

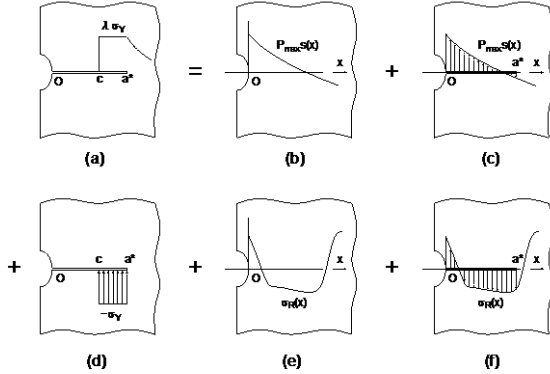


Fig.2 Principle of superposition concerning the stress distribution the maximum loading (P_{\max}) condition. ($a \geq a^*$)

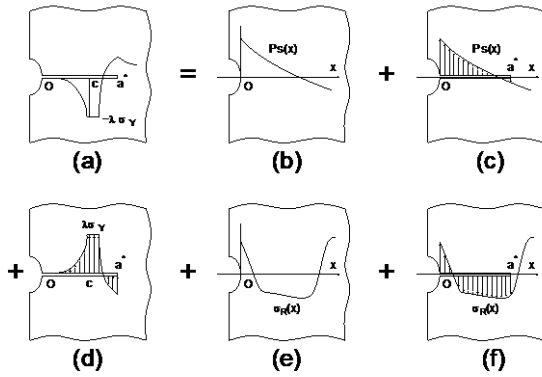


Fig.3 Principle of superposition concerning the stress distribution the minimum loading (P_{\min}) condition.

最小荷重時に亀裂先端近傍が圧縮塑性に至らない領域が生じる場合は、棒要素には弾性変形のみが生じるので、仮想亀裂部の弾性域ならびに実亀裂部で亀裂が閉口している弾性域では、

$$V_j^{\min} = (1 + \sigma_j / E') L_j \quad (4)$$

が成立する。従って、式 (3) , (4) を用いて最小荷重時の棒要素応力 σ_i を収束計算により求めることが出来る。この収束計算過程では、棒要素が弾完全塑性体で構成されていることを考慮するために、以下の制約条件を満たすように棒要素応力 σ_i を更新する。

・実亀裂内

$\sigma_i > 0$ なら $\sigma_i = 0$ (実亀裂面では引張応力は受け持

たないため)

$\sigma_i < -\lambda \sigma_Y$ なら $\sigma_i = -\lambda \sigma_Y$

・仮想亀裂内

$\sigma_i > \lambda \sigma_Y$ なら $\sigma_i = \lambda \sigma_Y$

$\sigma_i < -\lambda \sigma_Y$ なら $\sigma_i = -\lambda \sigma_Y$

次に、最大荷重作用時に現在の亀裂長さにおける塑性域先端 a が過去の最大塑性域先端 a^* よりも成長していない場合について説明する。この場合には、最小荷重時の重ね合わせ手法と同様の手法を用いて Fig.4 に示すような重ね合わせに対して、棒要素に作用する応力を σ_i とすると式 (5) を解くことで、亀裂開口変位を計算できる。

$$V_j^{\max} = P_{\max} \sum_{i=1}^n s_i F(x_j, x_i, a^*) - \sum_{i=1}^n \sigma_i F(x_j, x_i, a^*) + \sum_{i=1}^n \sigma_i^R F(x_j, x_i, a^*) \quad (5)$$

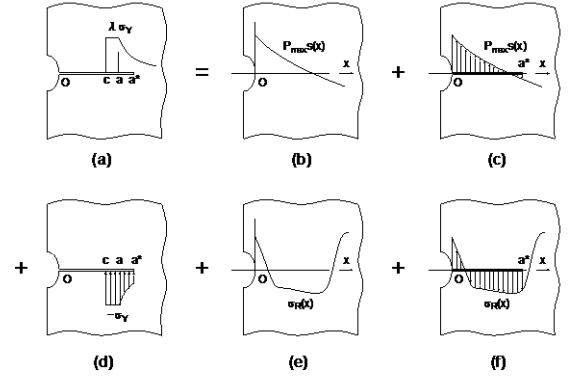


Fig.4 Principle of superposition concerning the stress distribution the minimum loading (P_{\min}) condition. ($a < a^*$)

この際、亀裂先端近傍で再引張塑性に至らない領域に相当する部分には、棒要素は弾性変形のみが生じるため、仮想亀裂部の弾性域と実亀裂部で亀裂が閉口している弾性域では、(4) 式と同様に

$$V_j^{\max} = (1 + \sigma_j / E') L_j \quad (6)$$

が成立する。従って、式 (5) , (6) を用いて棒要素応力 σ_i を収束計算により求めることが出来る。この時、収束計算中の制約条件は最小荷重時と同様である。

2.2 材料の加工硬化特性を考慮した亀裂結合モデル⁵⁾

単調載荷条件において、材料の加工硬化特性を考慮した亀裂結合モデルについて概説する。亀裂結合モデルでは、仮想亀裂部においても変位 (仮想 COD) が生じる。亀裂結

合力モデルを用いることで実亀裂部の開口量を推定できることを考慮すれば、仮想亀裂部の開口量も何らかの物理的意味を有するという仮定のもと、FEM 解析、実験による COD 及び亀裂先端近傍の変形量の計測結果と亀裂結合モデルにより与えられる仮想亀裂部 COD の比較の結果から、亀裂先端近傍の塑性域内の任意位置 x における塑性ひずみを亀裂線垂直方向へ積分した値 $L(x)$ と、亀裂結合モデルにより与えられる仮想 COD $V(x)$ の間に (7) 式で表される関係式⁵⁾が導出された。式 (8) が仮想亀裂部に配置された棒要素のゲージ長の物理的意味に相当すると考えても良い。

$$V(x) = (1 + \sigma_Y / E') L(x) \quad (7)$$

$$L(x) = \int_{-Y}^Y \varepsilon_p(x, y) dy \quad (8)$$

ここで

$\varepsilon_p(x, y)$: 塑性域任意位置 (x, y) での塑性ひずみ
(亀裂線垂直方向成分),

Y : 亀裂線上の位置 x における、亀裂垂直方向への塑性域長さ。

著者の一人ら⁵⁾は、式 (7)、(8) に示す亀裂結合モデルの物理的意味を参考に、亀裂線上の亀裂線垂直方向成分の塑性ひずみを式 (9) で与えることができることを示した。式 (9) 中の係数 α_1 は降伏応力 σ_Y 及び、材料の加工硬化率 H (応力～塑性ひずみ関係の勾配; $H = d\sigma / d\varepsilon_p$) に依存し、 σ_Y 及び H の関数として、式 (10) で与えられた。

$$\varepsilon_p(x, 0) = \alpha_1 \sqrt{L(x)/x} \quad (9)$$

$$\alpha_1 = 0.16(H / \sigma_Y)^{-0.4} \quad (10)$$

以上述べた結果から、以下に示す手順に従うことで、亀裂結合モデルにおいて材料の加工硬化現象を考慮することができる。

- 1-1 降伏応力一定の亀裂結合モデル (Dugdale model に相当) を使用して、仮想亀裂領域内の COD ($V(x)$) を求める。
- 1-2 1-1 より得られた $V(x)$ から式 (7)、(8) を用いて $L(x)$ を求める。
- 1-3 $L(x)$ を式 (9)、(10) に代入して、亀裂線前方の塑性ひずみ $\varepsilon_p(x, 0)$ を求める。
- 1-4 1-3 で求めた $\varepsilon_p(x, 0)$ から、材料の応力～ひずみ関係を基に、結合力を修正する。
- 1-5 1-4 で得られた結合力から、再び $V(x)$ と仮想亀裂長さを

を計算する。

- 1-6 1-1～1-5 のステップを仮想亀裂長さが収束するまで繰り返す。

3. 材料の加工硬化特性を考慮した亀裂結合モデルの繰返し载荷条件への拡張

3.1 弾塑性 FEM 解析

2.2 で概説した、単調载荷条件を対象として提案された材料の加工硬化特性を考慮した亀裂結合モデルを、繰返し载荷問題に拡張する。始めに、1 サイクル中の亀裂線上の塑性ひずみ増分と同一位置での仮想亀裂部の開口変位の関係が、単調载荷時と同様に取り扱えるか否かを弾塑性 FE 解析により検討した。解析には汎用 FE 解析コード MSC. Marc 2010.2 を使用した。評価対象は中央板厚貫通亀裂 (CCT) 試験片で、FEM モデルでは除荷による疲労亀裂開閉口挙動に伴い実亀裂面が接触する可能性も考慮し、亀裂面に接触要素を配置した。解析条件を Table 1 に示す。材料の移動硬化率 H_B は、加工硬化率 H に対し式 (11) で表される β を 4 条件設定した。Fig.5 は载荷履歴の模式図であるが、Table 1 中に示す各最大応力を付与した後に応力比 $\sigma_{\min} / \sigma_{\max} = 0, 0.3$ 及び 0.5 と最小応力を変化させた場合に、式 (12) 及び (13) の関係が成立するか否かを調査した。ただし、以下の解析条件における結果では実亀裂面が接触する現象は見られなかった。

Table 1 FEM analysis conditions

Half specimen width (W) [mm]:	50
Half crack length (a) [mm]:	15, 25
Yield stress (σ_Y) [MPa]:	300, 500, 700
Young's modulus E [GPa]:	206
Poisson's ratio:	0.3
Second modulus (H) [MPa]:	$E/50, E/100, E/200, E/1000$
Ratio of kinematic hardening modulus to second modulus ($\beta = H_B / H$):	0, 0.5, 1.0, 1.1
Applied maximum gross stress (σ_{\max} / σ_Y):	0.3, 0.5, 0.7
Stress ratio ($\sigma_{\min} / \sigma_{\max}$):	0, 0.3, 0.5

$$H_B = \beta H \quad (11)$$

$$\Delta L(x_j) = L_j^{\max} - L_j^{\min} = 2 \int_0^{Y'} (\varepsilon_p^{\max}(x_j, y) - \varepsilon_p^{\min}(x_j, y)) dy \quad (12)$$

$$\Delta \varepsilon_p(x_j, 0) = \alpha_2 \sqrt{\Delta L(x_j) / x_j} \quad (13)$$

ここで,

- Y' : 亀裂線上の位置 x_j における亀裂垂直方向への塑性域長,
- $\varepsilon_p^{\max}(x_j, y)$: 最大応力時の両振り塑性域内の任意位置 (x_j, y) での塑性ひずみ,
- $\varepsilon_p^{\min}(x_j, y)$: 最小応力時の両振り塑性域内の任意位置 (x_j, y) での塑性ひずみ,
- $\Delta L(x_j)$: 両振り塑性域内の塑性ひずみ増分の積分値 (式 (10) 参照) .

既報⁵⁾での検討手法に従って, FEM 解析結果より得られた最小荷重時の亀裂先端前方に形成される両振り塑性域内の塑性ひずみ増分の積分値 $\Delta L(x)$ (式 (12) 参照) を, 亀裂先端からの任意の距離 x で除した値 $\Delta L(x)/x$ と亀裂線上の塑性ひずみ増分 $\Delta \varepsilon_p(x, 0)$ の関係の一例を Fig.6 に示す.

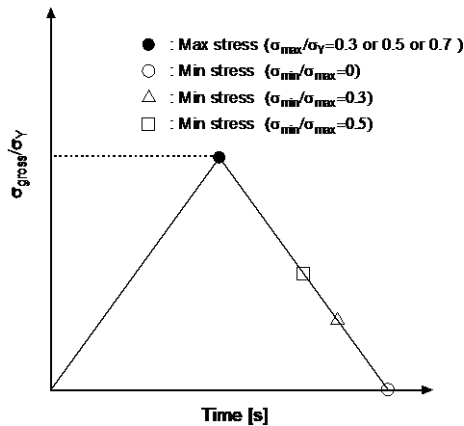


Fig.5 Schematic diagram of applied loading conditions.

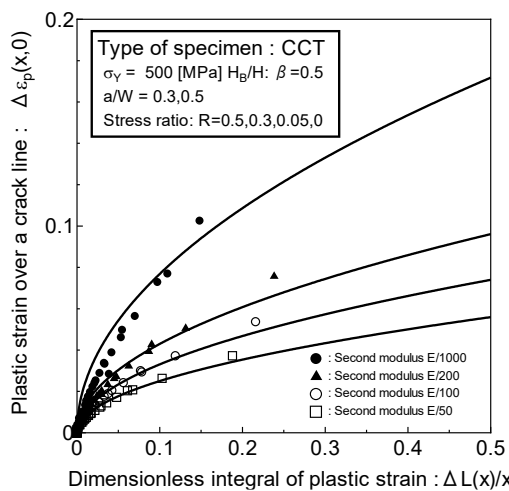


Fig.6 Relationship between the dimensionless integral of increment of plastic strain and increment of the plastic strain over a fictitious crack line.

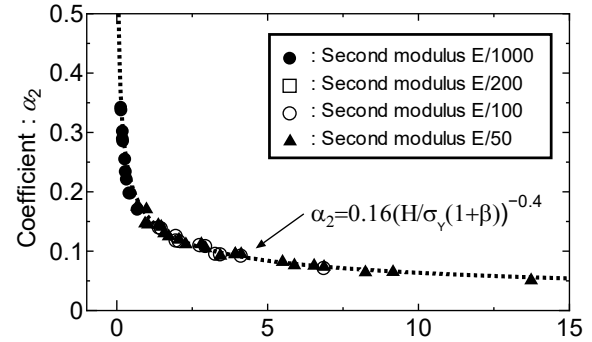


Fig.7 Relationship between the coefficient α_2 and the dimensionless strain hardening coefficient and kinematic hardening coefficient $H/\sigma_Y(1+\beta)$.

図中の実線は FEM の結果を式 (13) の関数形で近似した曲線であり, 単調載荷条件下と同様に式 (13) を用いて整理可能であることが確認できた. ただし式 (13) 中の係数 α_2 は, 一連の FE 解析結果から単調載荷条件下とは異なり, 降伏応力, 加工硬化率に加えて, 移動硬化率 H_B に対しても依存性を有することが判明した. そこで式 (13) による近似結果より係数 α_2 を決定した. 結果を式 (14) 及び Fig.7 中の破線で示す.

$$\alpha_2 = 0.16\{H/\sigma_Y(1+\beta)\}^{-0.4} \quad (14)$$

したがって, 最小荷重時における加工硬化を考慮した結合力は以下の手順で取得できる.

- 2-1 最大荷重時の $L(x)$ と最小荷重時の $L(x)$ の差より, 式 (13) 及び (14) から塑性ひずみ増分 $\Delta \varepsilon_p(x, 0)$ を得る.
- 2-2 最大荷重時の塑性ひずみ分布と 2-1 で得られた塑性ひずみ増分より, 亀裂線上の塑性ひずみ分布を得る.
- 2-3 2-2 で得られた塑性ひずみと材料の応力～ひずみ関係から, 結合力 $\sigma_c(x)$ を計算する.
- 2-4 2-3 で得られた結合力 $\sigma_c(x)$ より, 両振り塑性域先端と COD 及びゲージ長を計算する.
- 2-5 2-1～2-4 を両振り塑性域長さが収束するまで繰り返す.

3.2 COD の比較

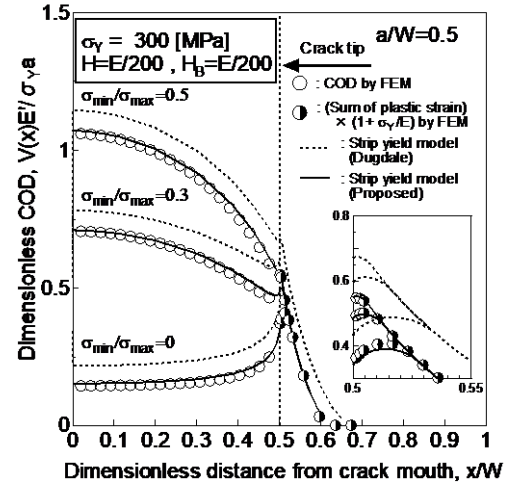
3.2.1 1 サイクル載荷中の最小荷重時 COD の比較

前節で提案したモデルの妥当性検証のために, Fig.5 に示す 1 サイクル載荷中の最小荷重時の COD と塑性域寸法に関して弾塑性 FEM 解析結果との比較を行った. 解析条件は Table1 に示す条件と同様である. なお, 載荷サイクル中に亀

裂は伝播させていない。

Fig.8 中の○印は FEM 解析より得られる実亀裂面の開口変位を表し、●印は FEM 解析結果より得られる亀裂線垂直方向成分の塑性ひずみの値を用いて式 (7), (8) より得られる仮想亀裂面の COD を表している。各図において、仮想 COD が塑性域先端に向かって連続的に減少せずに一旦上がって減少しているのが確認される。これは、最小荷重時には亀裂先端近傍で圧縮塑性を生じるため、圧縮塑性域に相当する部分では塑性ひずみの値が減少することから、式 (7), (8) より計算される仮想 COD が小さくなるためである。

Fig.8 に示す結果より、1 サイクル中の最小荷重時 COD と塑性域の推定精度が材料を弾完全塑性体と仮定した場合 (Dugdale モデル) の解析結果と比較して向上していることが確認できる。



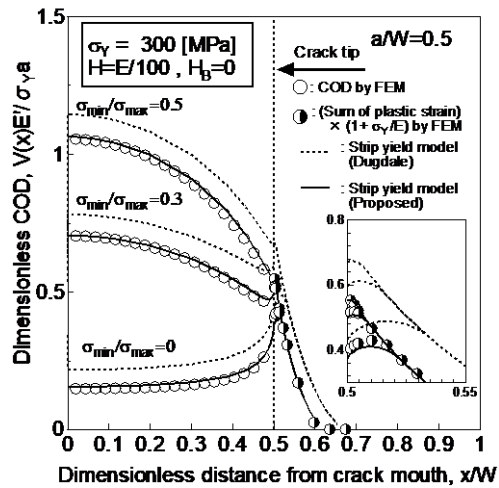
(c) $a/W=0.5$, $\sigma_y=300$ [MPa], $H=E/200$ [MPa], $\beta=1.0$

Fig.8 Comparison of the crack opening displacements at the minimum stress using a modified SYM and FEM.

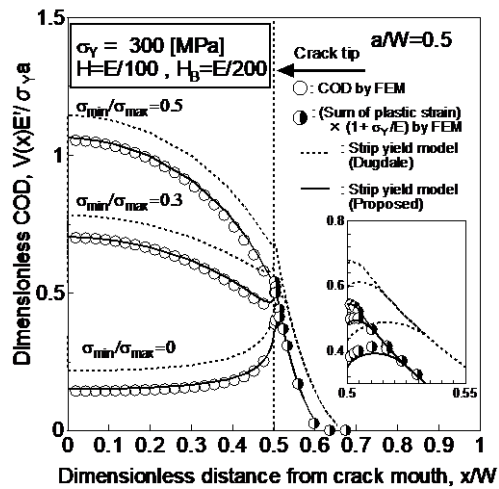
3.2.2 再負荷過程の最大荷重時 COD の比較

次に、Fig.9 に示すような 1 サイクル載荷後に再負荷を行った際の最大荷重時 COD と塑性域寸法に関して弾塑性 FEM 解析結果との比較を行った。解析条件を Table2 に示す。なお、この場合も載荷中に亀裂は伝播させていない。

Fig.10 には、1 サイクル目の最大荷重より再負荷時の最大荷重が小さい場合の仮想 COD の比較を拡大して同時に示している。本解析手法では、亀裂伝播を考慮していないため、1 サイクル目の最大荷重以上の荷重が再負荷される場合には、引張塑性域先端 a が前回の引張塑性域先端 a^* を超えるため、2.2 節と同様の計算手法で COD を計算できる。そのため、この場合には既報⁵⁾の解析結果と同様に精度良く COD を推定出来る。



(a) $a/W=0.5$, $\sigma_y=300$ [MPa], $H=E/100$ [MPa], $\beta=0$



(b) $a/W=0.5$, $\sigma_y=300$ [MPa], $H=E/100$ [MPa], $\beta=0.5$

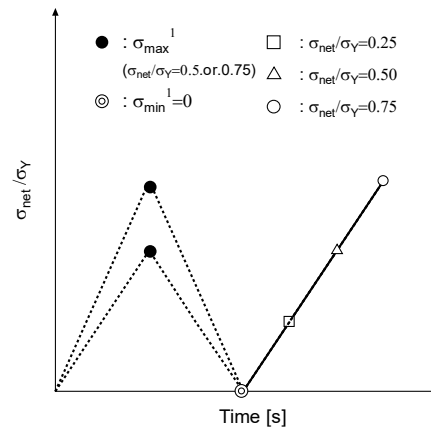
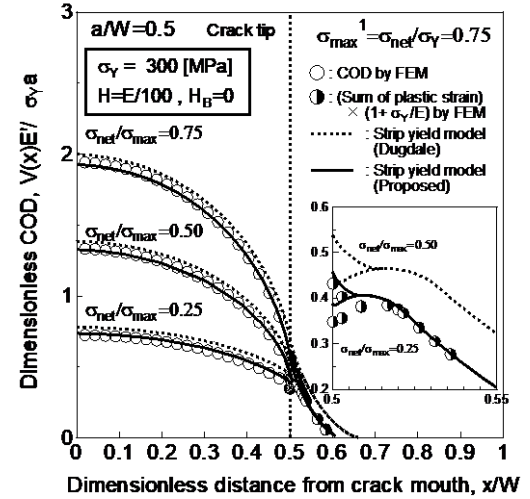


Fig.9 Schematic diagram of applied loading conditions.

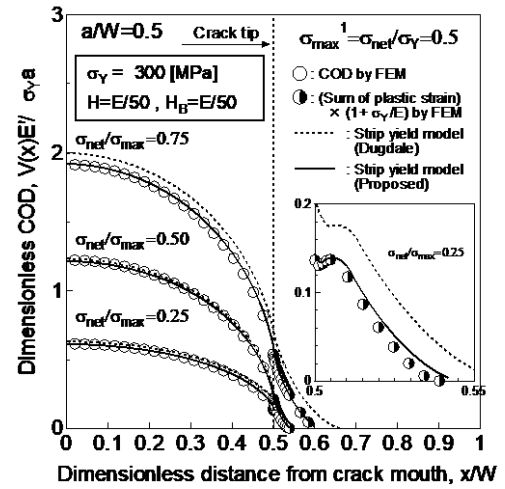
Table 2 FEM analysis conditions

Half specimen width (W) [mm] :	50
Half crack length (a) [mm] :	15, 25
Yield stress (σ_Y) [MPa] :	300
Young's modulus (E) [GPa] :	206
Poisson's ratio :	0.3
Second modulus (H) [MPa] :	$E/50, E/100, E/200, E/1000$
Ratio of kinematic hardening modulus to second modulus ($\beta = H_B / H$) :	0, 1.0
Applied first maximum stress ($\sigma_{\text{net}} / \sigma_{\text{max}}^{(1)}$) :	0.5, 0.75
Applied minimum stress	0
($\sigma_{\text{net}} / \sigma_{\text{min}}^{(1)}$) :	
Applied second maximum stress ($\sigma_{\text{net}} / \sigma_{\text{max}}^{(2)}$) :	0.25, 0.5, 0.75

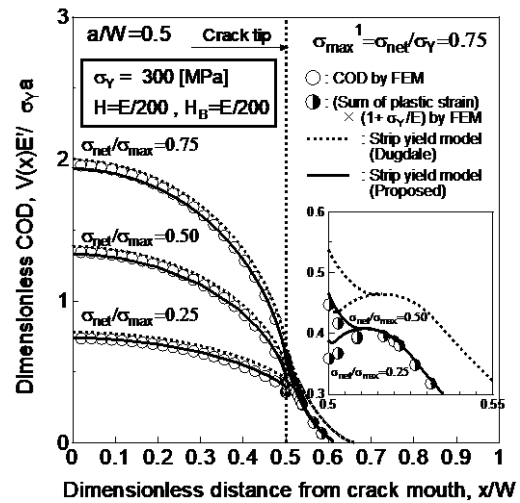
Fig.10 においても、亀裂先端近傍の仮想 COD の挙動が不連続であることが確認されるが、これは 1 サイクル目の最小荷重時に生じた圧縮塑性域により、Fig.8 と同様に亀裂先端近傍の仮想 COD が減少するが、再負荷されることにより引張塑性が生じるため亀裂先端の仮想 COD が少し上昇する。つまり、Fig.10 において、塑性域領域の仮想 COD に関する二つの変曲点のうち、 x/W の値が小さい方（実亀裂先端に近い方）が再負荷過程における再引張塑性域先端、大きい値の方が 1 サイクル目の最小荷重時に生じる圧縮塑性域先端に相当する。この解析条件においても COD と塑性域先端に関して従来手法に比べ精度良く解析出来ていることが確認された。以上述べた結果から、本論文で提案する繰返し載荷条件下における亀裂結合モデルの妥当性を検証することが出来たと考えられる。



(a) $a/W=0.5$, $\sigma_Y=300$ [MPa], $H=E/100$ [MPa], $\beta=0$, $\sigma_{\text{max}}^{(1)} = \sigma_{\text{net}} / \sigma_{\text{max}} = 0.75$



(b) $a/W=0.5$, $\sigma_Y=300$ [MPa], $H=E/50$ [MPa], $\beta=1.0$, $\sigma_{\text{max}}^{(1)} = \sigma_{\text{net}} / \sigma_{\text{max}} = 0.50$



(c) $a/W=0.5$, $\sigma_Y=300$ [MPa], $H=E/200$ [MPa], $\beta=1.0$, $\sigma_{\text{max}}^{(1)} = \sigma_{\text{net}} / \sigma_{\text{max}} = 0.75$

Fig.10 Comparison of the crack opening displacements at the maximum stress using a modified SYM and FEM.

3.3 疲労亀裂伝播シミュレーションへの導入

以上に述べた, 材料の加工硬化影響を考慮した亀裂結合力モデルを疲労亀裂伝播シミュレーションに実装するに際して重要となる, 最大荷重時及び最小荷重時の結合力の取り扱いについて整理する.

3.3.1 最大荷重時

最大荷重時における結合力は仮想 COD より得られたそれぞれの棒要素の塑性ひずみ ε_p から得られる. 塑性ひずみ ε_p は (9), (10) 式から計算されるため, 最大荷重時の結合力は仮想 COD の関数として表すことが出来る.

3.3.2 最小荷重時

最小荷重時の棒要素に生じる塑性ひずみ ε_p は, 式 (13), (14) を用いて計算される塑性ひずみ増分より, 式 (15) で表される.

$$(\varepsilon_p^k)_j = \sum_{l=1}^{k-1} (\Delta\varepsilon_p^l)_j \quad (15)$$

ただし,

$$(\varepsilon_p^k)_j: \quad \text{位置 } x_j \text{ において, 荷重ステップ } k \text{ 段階目までに蓄積された塑性ひずみ,}$$

$$(\Delta\varepsilon_p^l)_j: \quad \text{位置 } x_j \text{ において, 荷重ステップ } l \text{ の時に生じた塑性ひずみ増分.}$$

亀裂は最小荷重時に進展させ, その際に実亀裂面内に取り込まれた棒要素は, 仮想亀裂面内の棒要素と同様の取り扱いをする.

4. 大ひずみ領域まで含めた繰返し载荷条件下における材料の応力～ひずみ関係

一般に繰返し荷重条件下における材料の応力～ひずみ関係は, 単調载荷条件下のそれとは異なる特性を示すことが知られている. 繰返し载荷条件下における応力～ひずみ関係の測定事例⁷⁾は種々知られているが, 実験の困難さから, 計測されたひずみ範囲は比較的小さなものに留まっている. 一方, 亀裂先端近傍に生じるひずみの値は, 亀裂によるひずみ集中の結果, 測定事例のひずみ範囲を超える大きな変動が生じる. そこで, 材料の加工硬化特性を考慮した疲労亀裂伝播シミュレーションを行うに際し, できるだけ広範囲のひずみ変動に対する応力～ひずみ関係を取得し, 疲労亀裂伝播シミュレーションに供することにした.

4.1 試験方法

溶接構造用圧延鋼材 SM400B を用いて Fig.10 に示す砂時計型丸棒試験片を作成し, 繰返し载荷に供した. 载荷中には

最小断面積部分の直径変化を二次元高速寸法測定器⁷⁾より常に測定し, 同時に荷重履歴も記録することで応力～ひずみ関係を取得した. 载荷方法は, Landgraf らによる多段ひずみ振幅試験⁸⁾を参考にした荷重制御による多段荷重振幅試験と一定振幅荷重載荷試験を行い, 両者から得た応力～ひずみ関係を比較した. また, 繰返し载荷試験を実施する前に, 単調载荷条件下での応力～ひずみ関係も測定し, 実験結果より本実験で使用した材料の降伏応力は約 310MPa であった.

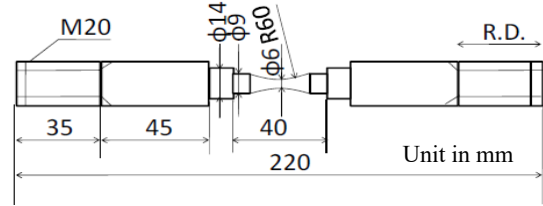


Fig.11 Specimen configuration used.

4.2 試験結果

測定された繰返し载荷条件下の応力～ひずみ関係の例を以下に示す. Fig.12 は横軸を全ひずみとし, Fig.13 は横軸をひずみ範囲としたものである. Fig.13 には移動硬化曲線を一つの定常ループの最大応力と圧縮降伏応力の平均値を結んだ近似曲線として与えた結果も破線で示した. 加工硬化曲線の近似式を式 (16) に示し, 移動硬化曲線の近似式を式 (17) に示す.

$$\sigma = 1372\varepsilon_{total}^{0.3} \quad (16)$$

$$\sigma = 1060 \times \varepsilon_{total}^{0.4} \quad (17)$$

また, 本試験より得られた応力～ひずみ関係から繰返し载荷条件下の初期降伏応力は 4.1 で示した単調载荷条件下より得られた降伏応力の約 0.7 倍となった. 多段荷重振幅試験より得られる応力～ひずみ関係のループは, 累積ひずみ量により多少ループ幅は異なるものの, 一定荷重振幅試験より得られる同値の荷重振幅時のループとほぼ同様となることを確認している. Fig.14 は破断直前の繰返し载荷に対応する応力～ひずみ関係であり, 図中の実線及び破線は, それぞれ各ループの最大応力及び最小応力の値を結んだ近似曲線である. 実線の傾きは同一材料から作成された丸棒引張試験 (単調载荷試験) より得られる応力～ひずみ曲線のネッキング発生以降 (全ひずみ量が約 $\varepsilon_{total} > 0.1$ の領域) の加工硬化曲線とほぼ同値の傾きとなることを確認した. また, 破線の傾きは実線の傾きの加法の逆元として表すことが出来る. 大ひずみ領

域についてこのような応力～ひずみ関係が取得された理由としては、負荷過程において生じたネッキングにより最小断面が局所的にくびれるが、圧縮応力が作用することにより、くびれ位置に応力集中を起こすため、その部分の径が再度大きくなり応力が見かけ上、上昇したものと考えられる。

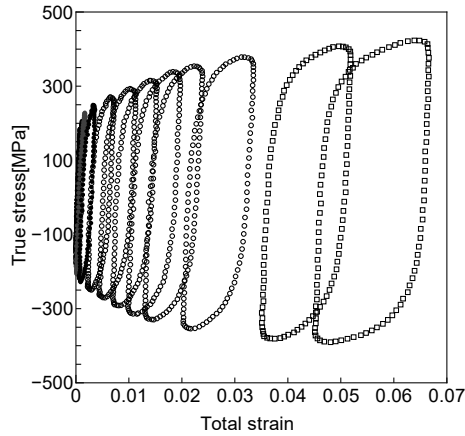


Fig.12 Examples of measured stress versus strain diagrams under cyclic loading condition.

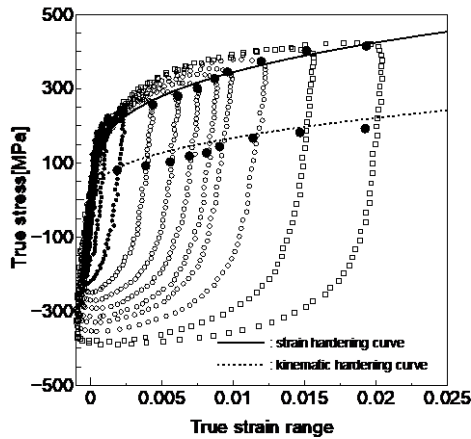


Fig.13 Examples of measured stress versus strain range diagrams under cyclic loading condition.

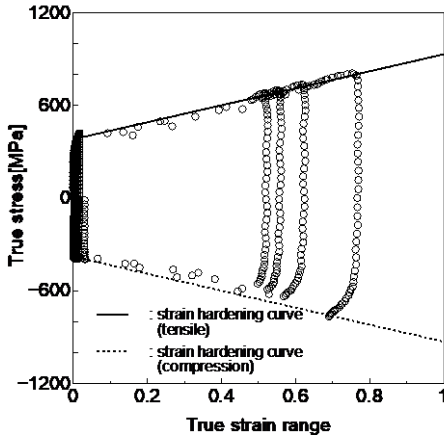


Fig.14 Stress versus strain range diagrams under cyclic loading condition over large strain range.

しかし、2.で説明した疲労亀裂伝播シミュレーションにおいて、亀裂線上の棒要素は塑性域における連続性を満足するように配列されるため、上記のような現象は生じない。そこで、疲労亀裂伝播シミュレーションに入力する応力～ひずみ関係は、初期降伏応力を後述する単調荷重条件下より得られた降伏応力の0.7倍とし、Fig.15に示すように、全ひずみ量が $\epsilon_{total} < 0.1$ のひずみ領域ではFig.13の応力～ひずみ関係を採用し、それよりも大きいひずみ領域では加工硬化曲線はFig.14のものを採用した。ただし、移動硬化曲線の設定は、加工硬化曲線と同様の傾きとし、 $\epsilon_{total} > 0.1$ の領域と連続性を持つように設定して解析を行った。一方、一般に疲労亀裂先端近傍において形成される塑性域は以下の様に分類されると想定される。

- ① 亀裂先端近傍で、引張降伏のみ生じた領域
- ② 亀裂先端近傍で、引張・圧縮降伏した領域
- ③ 亀裂内面に取り込まれた残留引張変形層

それぞれの領域に適用すべき応力～ひずみ関係は、以下のように区分される。

- ・領域①では、単調引張荷重条件下で得られる応力～ひずみ関係
- ・領域②では、繰返し荷重条件下で得られる応力～ひずみ関係
- ・領域③では、繰返し荷重荷重後に単調に圧縮荷重が付与される条件下で得られる条件下で得られる応力～ひずみ関係

しかし、本論文では解析モデルの簡易化の観点から、今回取得した繰返し荷重条件下から取得した応力～ひずみ関係を実装している。

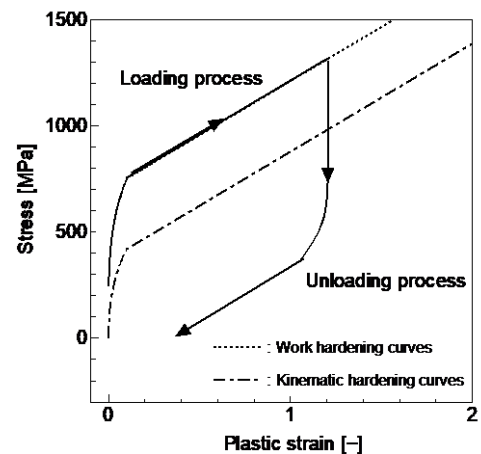


Fig.15 Schematic illustration of stress versus strain under cyclic loading condition including large strain.

5. 材料の加工硬化特性を考慮した疲労亀裂伝播シミュレーション

本研究で提案する疲労亀裂伝播シミュレーションの妥当性を検証するために、過去に行われた疲労亀裂伝播試験¹⁾との比較を行った。

供試材の降伏応力は 352MPa であり、前章に示した繰返し载荷条件に対する応力～ひずみ関係を取得した材料と同レベルの強度を有する材料である。载荷条件は荷重変動が比較的大きいブロック荷重条件及びに示すスパイク荷重条件であり、载荷履歴を順に Fig.16 及び Fig.17 に示す。

Fig.18 にはブロック荷重条件下の最大荷重低下率 $\xi=15\%$ の荷重条件において、最大荷重低下前に疲労亀裂が約 1.5mm 進展した際の最大荷重時及び最小荷重時の亀裂線上の応力分布をそれぞれ例として示している。Fig.18 より亀裂先端において高い応力を受け持っており、加工硬化の影響が著しいことが確認される。

Fig.19～Fig.21 はブロック荷重条件に対する、疲労亀裂成長履歴の推定結果と数値シミュレーション結果の比較である。また、Fig.22 及び Fig.23 はスパイク荷重条件に対する同様の比較結果である。各図において、記号が実測値、実線は本研究で提案する材料の加工硬化影響を考慮した亀裂結合カモデルに基づく数値シミュレーションによる解析結果、破線は結合力を降伏応力で一定値とした従来の亀裂結合カモデルに基づく疲労亀裂伝播シミュレーションによる解析結果である。なお、既報¹⁾の亀裂伝播シミュレーションで導入していた、材料の加工硬化影響を平均的に考慮するために降伏応力値を修正するため塑性拘束係数及び、繰返し载荷を受ける棒要素の挙動を補正するための塑性収縮係数は設定せずに計算を行った結果が破線に相当する。

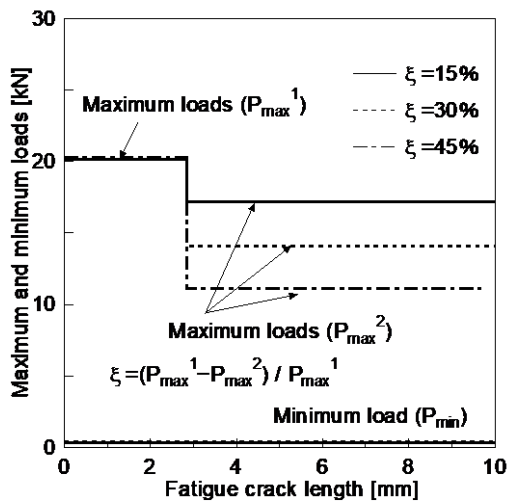


Fig.16 Three blocks load.

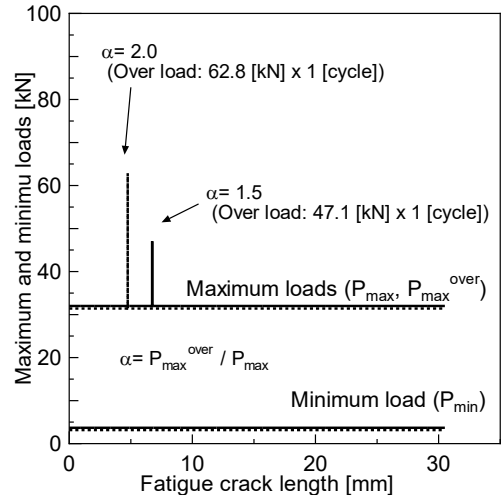


Fig.17 Two spikes load.

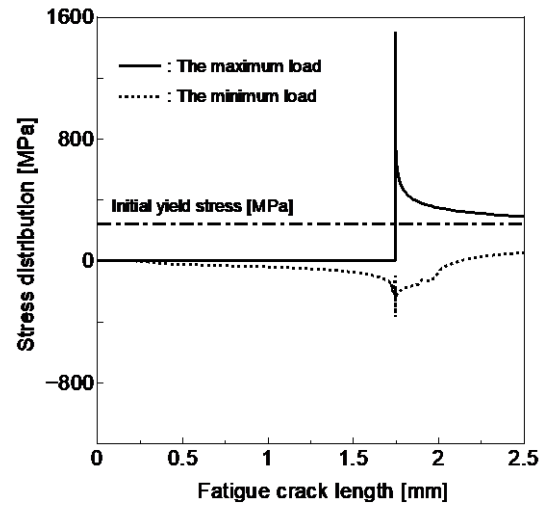


Fig.18 Stress distribution of crack line

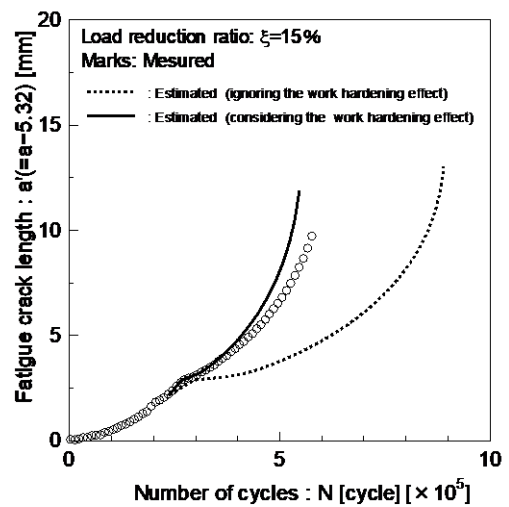


Fig.19 Fatigue crack growth curves under block loading ($\xi=15\%$).

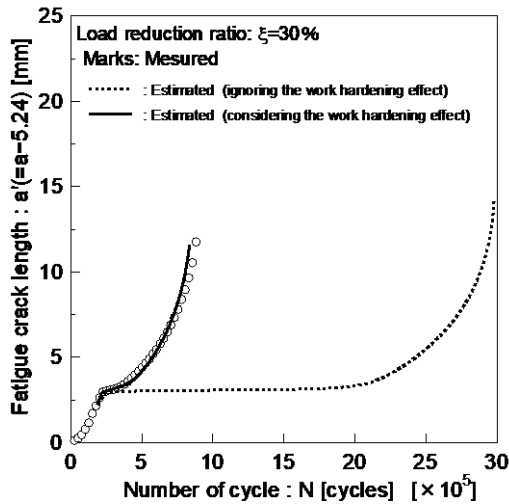


Fig.20 Fatigue crack growth curves under block loading ($\xi=30\%$).

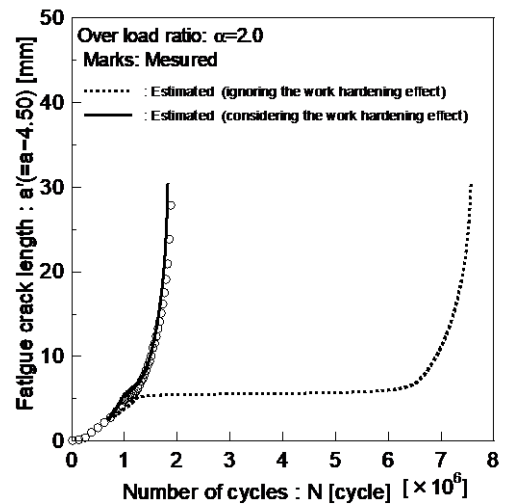


Fig.23 Fatigue crack growth curves under spike over loading ($\alpha=2.0$).

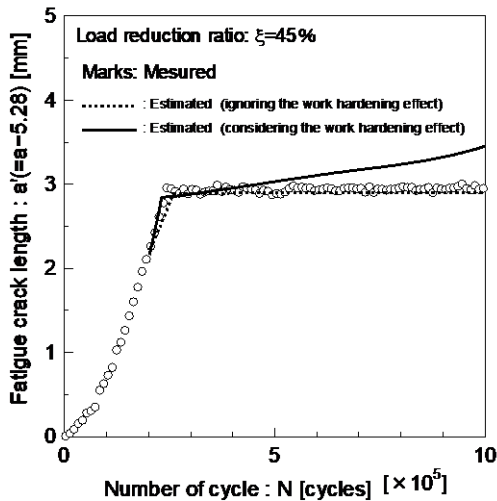


Fig.21 Fatigue crack growth curves under block loading ($\xi=45\%$).

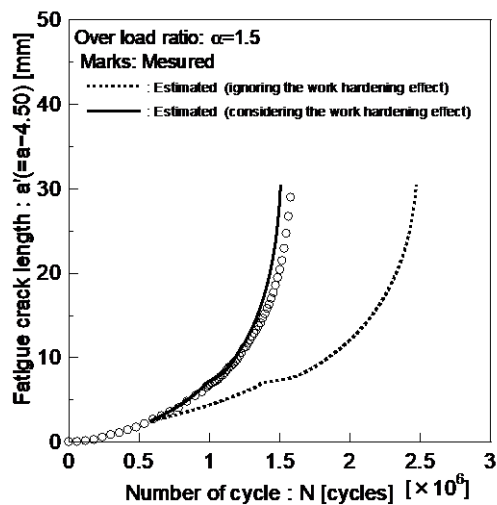


Fig.22 Fatigue crack growth curves under spike over loading ($\alpha=1.5$).

各荷重条件下において、従来手法では荷重変動に伴う亀裂伝播の遅延を過大に評価しているのに対し、提案手法により推定された疲労亀裂伝播挙動は、実測結果と比較的良好な一致を示している。提案手法の構築に際しては3.2節に記述したように、亀裂進展を勘案せずにモデル化を行っているものの、良好な推定結果を与えたことから考え、提案手法は適切なものであると考えられる。

6. 結 論

繰返し载荷問題に対して材料の加工硬化特性を考慮できるように亀裂結合力モデルを拡張し、同モデルの妥当性を弾塑性FE解析結果と比較することで確認した。さらに提案モデルを実装した疲労亀裂伝播シミュレーションモデルを構築した。そして、既報の疲労亀裂伝播履歴実測結果に対する数値シミュレーションを実施し、実測結果との対比を行うことで、提案シミュレーション手法の妥当性を確認した。従来モデルと比較して、提案モデルでは2.2節と3.1節で説明した収束計算を必要とするため計算時間は2倍以上要するが弾塑性FE解析による亀裂進展解析に要する時間に比べれば計算時間は大幅に少ない。

今後の課題として、疲労亀裂先端近傍に形成される塑性域の領域分類に対して適応される応力～ひずみ関係を適当に実装出来るシミュレーションに拡張し、本論文で提案した手法を表面・埋没亀裂問題、二軸载荷問題、複数周波数成分を有する重畳応力履歴問題への適用や残留応力場での亀裂進展挙動の推定など、実用上重要な諸問題への拡張に関する検討が挙げられる。

謝 辞

本研究の内容に対しては、日本船舶海洋工学会材料溶接研究会の委員各位より有益なご意見を賜りました。ここに記して御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) Toyosada, M., Gotoh, K. and Niwa, T. : Fatigue crack propagation for a through thickness crack: a crack propagation law considering cyclic plasticity near the crack tip, Int. J. Fatigue, Vol.26, No.9, 2004, pp.983-992.
- 2) 豊貞雅宏, 丹羽敏男, 山口喜久治 : 長い亀裂に対する疲労亀裂遅延減速現象と亀裂停留条件について, 日本造船学会論文集, Vol.176, pp.439-446, 1994.
- 3) 例えば, Vargas, L.G. and Stephens, R.I. : Subcritical Crack Growth Under Intermittent Overloading in Col
- 4) d-Rolled Steel, ICF-3, Vol.6, 1973, p.v-325
- 5) 例えば, 金久隆弘, 柴沼一樹, 宇都宮智明 : 拡張有限要素法 (X-FEM) による疲労亀裂進展シミュレーション, 応用力学論文集 Vol.10, 2007, pp.947-954
- 6) 原田圭輔, 後藤浩二 : 材料の加工硬化特性を考慮した亀裂結合力モデル, 日本船舶海洋工学会論文集, Vol.14, 2011, pp.39-46.
- 7) Toyosada, M. and Gotoh, K.: Physical Meaning of the Fictitious Crack Opening Displacement in Dugdale Model, Proceedings of 11th International Conference on Fracture, 2005, ICF11 4620.
- 8) http://www.keyence.co.jp/henni/sokuteiki/tm_3000 (accessed on 09.October 2014.)
- 9) Landgaf, R.W., Morrow, J.D., Endo, T., Determination of the Cyclic Stress-Strain Curve, Journal of Materials, JMLSA, Vol.4, No.1, 1969.