

局所弾塑性応答に基づく鋼材の 疲労き裂発生および伝播寿命評価

堤 成一郎¹・長濱 啓和²・Riccardo Fincato³

¹正会員 大阪大学接合科学研究所 准教授 (〒567-0047 大阪府茨木市美穂ヶ丘 11 番 1 号)

E-mail: tsutsumi@jwri.osaka-u.ac.jp

²学生員 大阪大学接合科学研究所 修士課程 (〒567-0047 大阪府茨木市美穂ヶ丘 11 番 1 号)

E-mail: nagahama@jwri.osaka-u.ac.jp

³非会員 大阪大学接合科学研究所 特任助教 (〒567-0047 大阪府茨木市美穂ヶ丘 11 番 1 号)

E-mail: fincato@jwri.osaka-u.ac.jp

疲労損傷過程は一般に、き裂発生とその後の伝播段階に分けて議論され、疲労き裂進展の駆動力としては応力拡大係数や J 積分を採用することが多い。疲労き裂発生寿命の評価手法は様々提案されているが、著者らは近年、繰返し硬軟化挙動を再現可能な材料モデルを採用した弾塑性 FEM 解析を活用する疲労き裂発生寿命評価手法を提案している。材料の弾塑性応答に強く依存する疲労き裂の発生とその後の進展抵抗を同じ数値解析的枠組みで評価できれば、複雑な荷重履歴や疲労き裂先端の開閉口挙動、き裂面接触摩擦挙動など、疲労損傷過程の詳細なメカニズムの理解に有益であると考えられる。そこで本研究では、疲労き裂発生寿命評価手法を拡張することにより、疲労き裂伝播挙動を評価可能な手法を提案し、実験結果との比較によりその予測精度等に関して考察を行った。

Key Words: Fatigue Crack Initiation, Fatigue Crack Propagation, Elasto-plasticity FE Analysis

1. 緒言

これまで機械・構造物の損傷の多くは疲労に起因すると言われており、一般に疲労損傷過程は疲労き裂発生とその後の伝播段階¹⁾に分けて議論される。疲労き裂進展の駆動力としては、破壊力学に基づく応力拡大係数や J 積分を採用することが多く、応力拡大係数範囲 (ΔK) と 1 サイクルあたりの疲労き裂進展量 (da/dN) との関係の規定する Paris 則²⁾を用いて評価される。応力拡大係数範囲 ΔK は、弾性 FEM 解析によって容易に算出可能であり、エンジニアリングツール³⁾として有用であるものの、一般に高サイクル疲労となる小規模降伏条件下での適用を前提とするため、この範囲を超えるものや過荷重などの荷重履歴⁴⁾に依存する非線形性の強い問題に適用できない。そのような場合、弾塑性破壊力学パラメータである J 積分範囲 (ΔJ) を採用した疲労き裂伝播則が使用される。 ΔJ はある程度の弾塑性応答履歴を考慮可能であるものの、 ΔK を用いる場合と同様に、疲労き裂先端の局所形状の影響を反映することはできず、ましてや疲労き裂発生寿命の評価には適用できない。一方、計測技術の発達に伴い、伝播中の疲労き裂先端の弾塑性応

答の実験的計測に着目した研究⁵⁻¹⁴⁾や、疲労き裂伝播寿命評価の高度化を目的とした研究¹⁵⁻¹⁹⁾が盛んに行われている。しかし、評価に用いる弾塑性応答は、想定する材料モデルの精度や解析手法に強く依存することが課題として挙げられる。材料の弾塑性応答に強く依存する疲労き裂の発生とその後の進展挙動を同じ数値的枠組みで議論できれば、複雑な荷重履歴や疲労き裂先端の開閉口挙動、き裂面接触摩擦挙動など、疲労損傷過程の詳細なメカニズムの理解に有益であると考えられる。

一方、著者らは近年、巨視的弾性状態を含む弾塑性応答を高精度に再現可能な材料モデル²⁰⁾を開発するとともに、繰返し弾塑性 FEM 解析を活用した疲労き裂発生寿命評価手法を提案している²¹⁻²³⁾。そこでは、各種構造物に生じる局所的な繰返し硬軟化挙動など、弾塑性応答の高精度予測と実験データベースを活用した疲労き裂発生寿命評価により、疲労損傷過程の深い理解への活用、さらには設計支援ツールとしての確立を目指した開発を進めている。

そこで本研究では、モード I の疲労き裂進展特性の取得に採用される CT 試験²⁴⁾を対象として、著者らの提案する疲労き裂発生寿命評価手法を拡張することにより、

疲労き裂伝播挙動を評価可能な手法を提案する．また，鉄鋼材料の疲労き裂伝播特性に関する実験結果との比較により，その予測精度等に関して考察を行った．

2. 材料構成モデル

材料モデルには純粋弾性応答から弾塑性応答への滑らかな遷移を表現可能な弾性境界面，下負荷面および相似中心の概念^{29,30}に加えて，繰返しに伴う硬化軟化挙動を表現するための繰返し損傷の概念を導入した疲労 SS モデルを採用する^{30,31-35}．

本モデルのベースとなった拡張下負荷面モデルは，古典弾塑性論における降伏面（幾何学的には従来の降伏面と同じであるが，その内部は純粋弾性域ではない．以下，正規降伏面と称する）を次式で仮定する．

$$f(\hat{\sigma}) = F(H) \quad (1)$$

ここに，

$$\hat{\sigma} \equiv \sigma - \alpha \quad (2)$$

F は等方硬化関数であり，正規降伏面の大きさを表し，スカラー変数である等方硬化変数 H (すなわち累積相当塑性ひずみ) の関数である． α は移動硬化変数であり，いわゆる背応力に対応する．

正規降伏面の内部に，常に現応力点 σ を通り正規降伏面に相似な形状を保ちながら，移動，膨張・縮小する下負荷面を仮定し，正規降伏面と下負荷面の相似比を R とし次式で表す．

$$f(\bar{\sigma}) = RF(H) \quad (3)$$

ここに

$$\bar{\sigma} \equiv \sigma - \bar{\alpha} = R(\sigma_y - \alpha) = \tilde{\sigma} + R\hat{s} \quad (4)$$

$$\bar{\alpha} \equiv s - R\hat{s} \quad (5)$$

$$\tilde{\sigma} \equiv \sigma - s = R(\sigma_y - s) \quad (6)$$

$$\hat{s} \equiv s - \alpha, \quad \bar{s} \equiv s - \bar{\alpha} = R\hat{s} \quad (7)$$

$\bar{\alpha}$ は，正規降伏面の中心である背応力 α に対する下負荷面内の共役点で，下負荷面の中心を表す． s は正規降伏

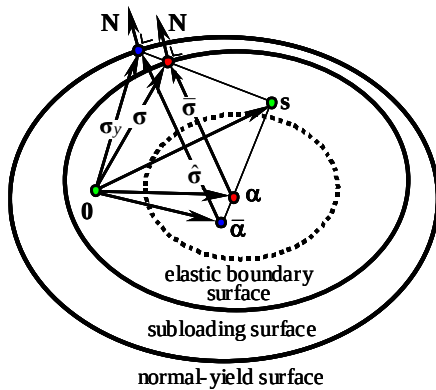


図-1 正規降伏面および下負荷面，弾性域（ N は外向き法線ベクトル）

面と下負荷面の相似中心である．相似中心 s の発展則は次式のように定式化されている．

$$\dot{s} = c \left\| \mathbf{D}^p \right\| \left(\frac{\tilde{\sigma}}{R} - \left(\frac{1}{\chi} - 1 \right) \hat{s} \right) + \dot{\alpha} + \left\{ \frac{F'}{F} \dot{H} - \frac{1}{F} \text{tr} \left(\frac{\partial f(\hat{s}, \hat{\beta})}{\partial \hat{\beta}} \dot{\hat{\beta}} \right) \right\} \hat{s} \quad (8)$$

次に，金属材料に代表されるような弾性応答を明確に堅持する材料に対する応答予測性能の改善を目的として，弾性境界面の概念^{29,30}を導入する．

$$f(\bar{\sigma}) = R^e F(H) \quad (9)$$

ここに， R^e は弾性境界面^{29,30}の大きさを規定する材料定数もしくは関数である．

繰返し軟化特性に代表される塑性変形の蓄積の結果として生じる材料特性の変化をダメージと定義し，正規降伏比 R の発展則は次式のように定式化されている．

$$\dot{R} = U(R) \left\| \mathbf{D}^p \right\| \quad (10)$$

$$U = (1-D) u(\mathcal{H}s, \tilde{\sigma}) \cot \left(\frac{\pi}{2} \frac{\langle R - R^e \rangle}{1 - R^e} \right) \quad (11)$$

$$D(H_d) = (1-d_2) \left[1 + \left(\frac{d_1}{H_d} \right)^{d_3} \right]^{-1} \quad (12)$$

ここに， $\mathbf{D}^p$ は塑性ひずみテンソルである． $\langle \rangle$ は Macaulay の括弧，つまり任意スカラー A に関して， $A \geq 0$ に対して $\langle A \rangle = A$ ， $A < 0$ に対して $\langle A \rangle = 0$ である． U は単調減少関数， u は材料定数である．また， H_d は内部状態変数であり，繰返しダメージパラメータと呼ぶ． $d_i (i = 1, 2, 3)$ はダメージの進展速度に影響を与える材料定数である．なお，このダメージの累積に伴って塑性変形の発生が助長されることにより，ヒステリシスループの拡大を表現可能としている．ダメージパラメータの発展則として次式を採用する．

$$H_d \equiv \int \dot{H}_d dt \quad (13)$$

$$\dot{H}_d = \sqrt{\frac{2}{3}} \left\| \mathbf{D}^p \right\| \bar{D} \quad (14)$$

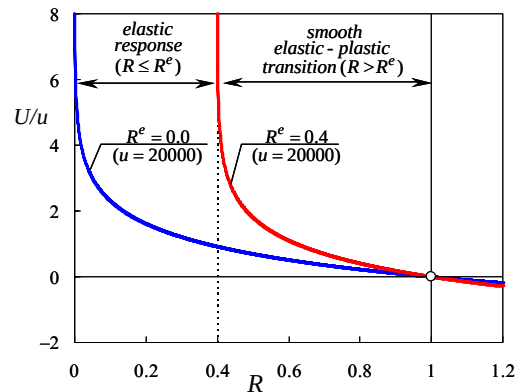


図-2 材料関数 U および R の関係

$$\bar{D}(\bar{R}) = (1 - k_2) \left[1 + \left(\frac{k_1}{\bar{R}} \right)^{k_3} \right]^{-1} \quad (15)$$

$$\bar{R} \equiv R - R^e \quad (16)$$

ここに $k_i (i=1,2,3)$ は、繰返し载荷に伴う損傷の進展速度に与える影響を規定する材料定数である。繰返し損傷関数 H_d は R の単調増加関数であり、その値は $\bar{D}_{\max} = 1 - k_2$ に漸近する。 H_d は正規降伏比 R と塑性ひずみ速度の大きさの積、すなわち正規化した塑性仕事に対応する量として与えられている。この定式化により応力

表-1 材料定数

Parameter	Value	Parameter	Value
E	206 (GPa)	R^e	0.8
ν	0.3	a_1, a_2, a_3	270, 160, 0
u	10000	k_1, k_2, k_3	0.499, 0.5, 9
c	200	d_1, d_2, d_3	0.006, 0.0137, 1.79
F_0	220		

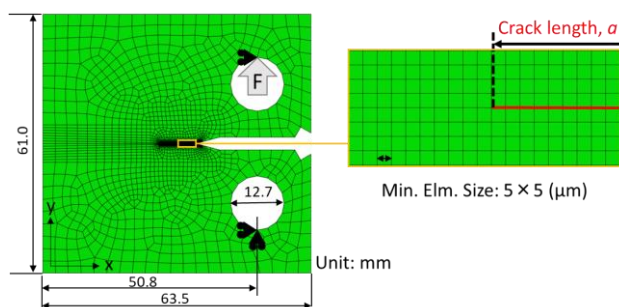


図-3 解析に用いた FE モデルと境界条件

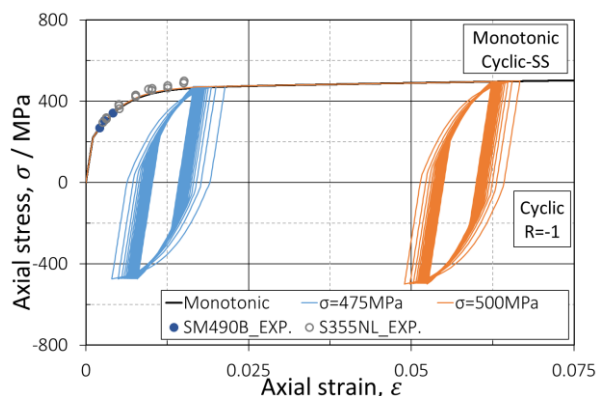


図-4 疲労 SS モデルによる応力ひずみ応答例
(1 軸単調引張および繰返し载荷条件)

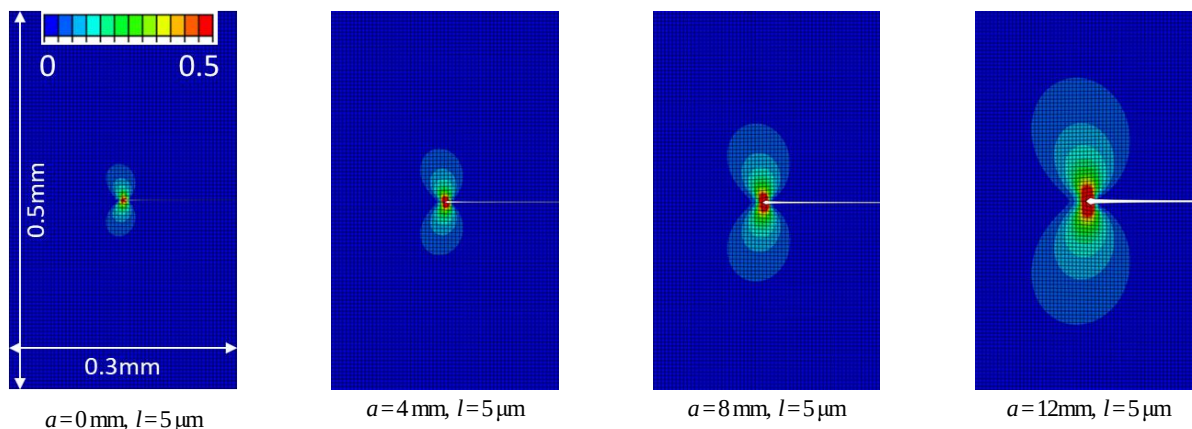


図-5 荷重载荷 20 サイクル後の累積相当塑性ひずみの分布 (要素サイズ $l=5 \mu\text{m}$ モデル)

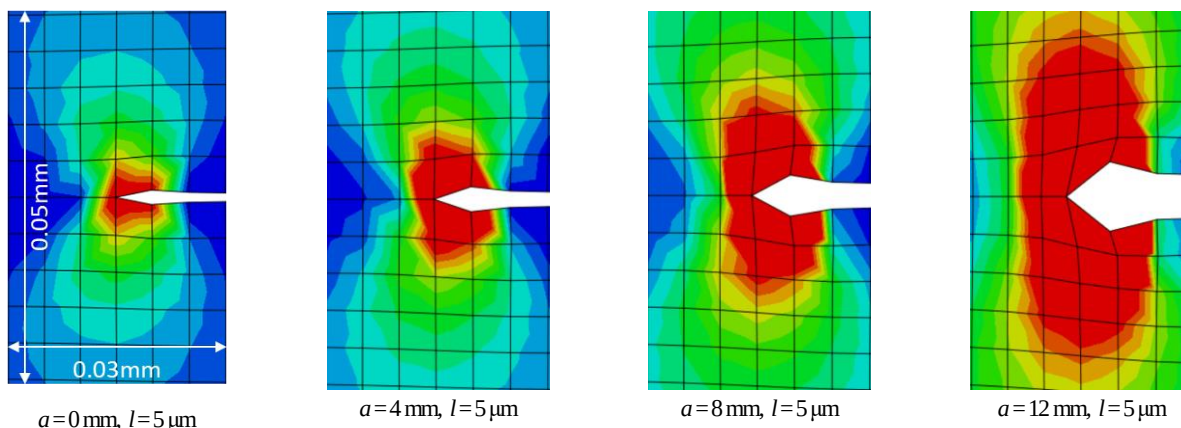


図-6 荷重载荷 20 サイクル後の累積相当塑性ひずみの分布拡大図 (要素サイズ $l=5 \mu\text{m}$ モデル)

範囲もしくはそれに対応する正規降伏比が大きな場合、より多くの損傷が蓄積されることになる。

移動硬化の発展則には、応力状態によってその速度が変化するように拡張した非線形移動硬化則となる次式を採用する。

$$\dot{\alpha} = a_1 (a_2 N - \alpha) \left[1 + a_3 \left(1 - \frac{\langle R - R^e \rangle}{1 - R^e} \right) \right] \|\mathbf{D}^p\| \quad (17)$$

ここに、 a_1, a_2, a_3 は材料定数である。

3. CT 試験片を対象とした FEM 解析

本研究では、疲労き裂伝播速度 da/dN を評価する手法として、次の手順を採用する。まず、特定のき裂長さ a を有する対象構造に対して、評価すべき所定の境界条件下における繰返し弾塑性 FEM 解析を実施する。次に、き裂先端の節点で評価した弾塑性応答と実験データベースを活用することにより、特定のき裂長さ a における疲労き裂発生寿命 N_c を算出する。予測された疲労き裂発

生寿命 N_c の間に進展する疲労き裂長さを Δa とすることにより、疲労き裂伝播速度 $da/dN = \Delta a / N_c$ を算出する。

本研究では、上記のように疲労き裂発生・連続挙動として疲労き裂伝播特性を評価する。なお、一般に疲労き裂伝播特性の取得時に採用される CT 試験片を用いた一定荷重振幅に対する疲労き裂伝播試験^{例えば 30)}を対象として検討を進める。

(1) 解析条件および結果

CT 試験片³⁰⁾を模擬した 2 次元 FE モデル（要素タイプ：4 節点四角体、平面ひずみ）および付与した境界条件を図-3 に示す。境界条件は図-3 の上方のピン穴の上端は x 方向固定、下方のピン穴下端は x および y 方向固定とすることで実験を模擬した。解析には、汎用有限要素解析ソフト ABAQUS (Ver. 6.14.5) を用いて準静的・有限変位解析を行い、材料モデルにはユーザーサブルーチン機能を使用して疲労 SS モデル²⁰⁾を実装した。本研究では溶接構造用圧延鋼材 SM490 の繰返し軟化後の挙動に対して材料定数を同定した（表-1）。同定した材料を用いた一軸条件下の応力ひずみ応答例（単調及び繰返し載荷）を図-4 に示す。図の実線が解析結果を、●印が繰返し

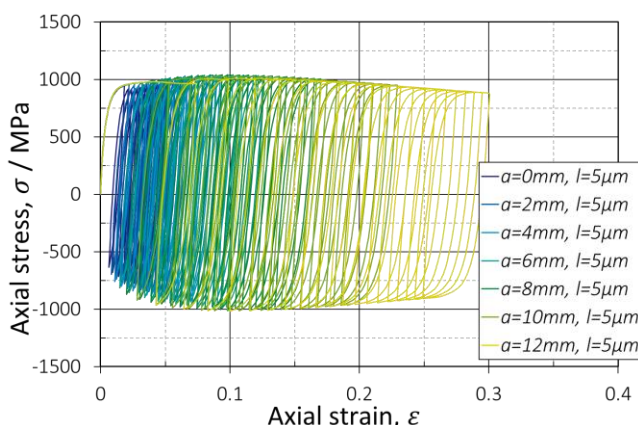


図-7 き裂先端における応力ひずみ応答 ($l = 5\mu\text{m}$)

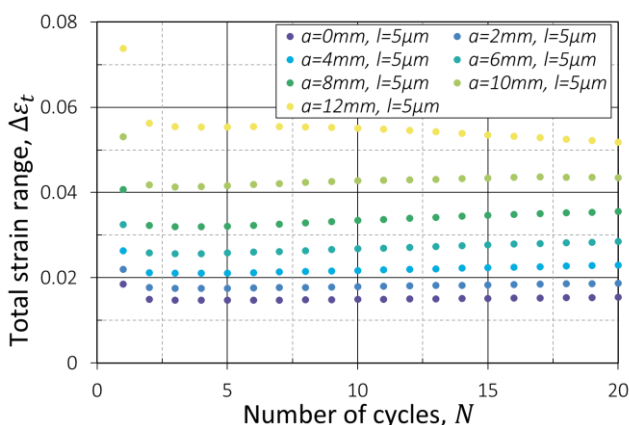


図-8 載荷時の全ひずみ範囲と繰返し数の関係

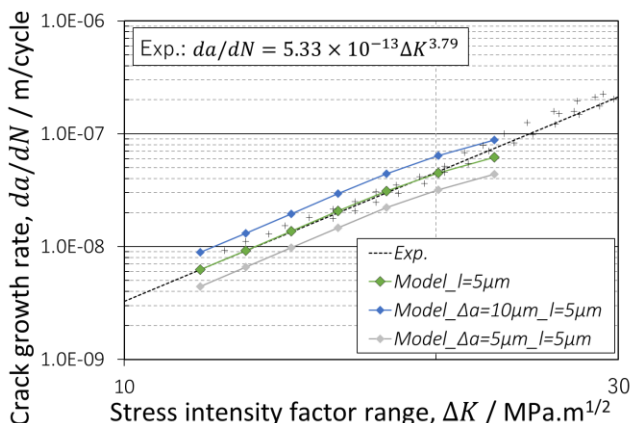


図-9 疲労き裂伝播速度算出結果

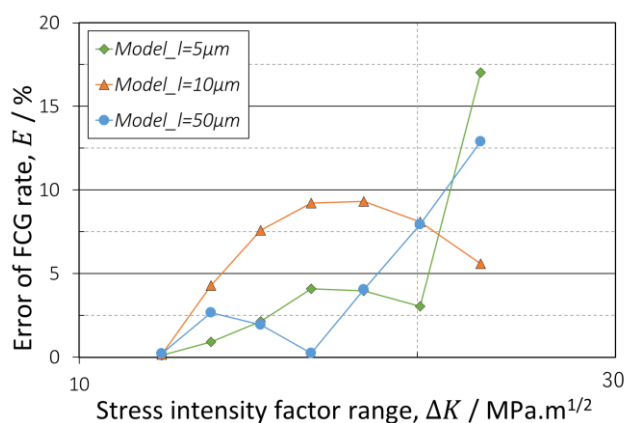


図-10 各応力拡大係数時における疲労き裂伝播速度 (FCG) の実験結果との誤差

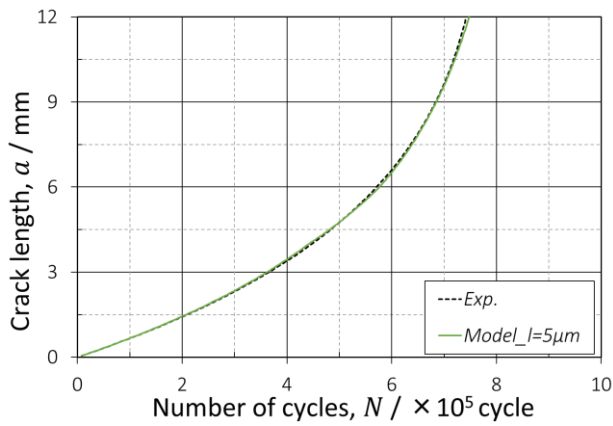


図-11 疲労き裂伝播寿命とき裂長さの関係
($\Delta a = 7.03 \mu\text{m}$)

応力ひずみ関係の参考とした実験結果^{20), 30)}である。また、図-3における荷重条件は、本研究で参照した一定荷重振幅（応力比 $R=0.1$ ）の疲労き裂伝播試験³⁰⁾を模擬し、荷重範囲一定、応力比 $R=0.1$ として、繰返し数 $N=20$ の荷重を載荷した。なお、応力比 R は載荷荷重の最小値と最大値の比としている。疲労き裂は荷重載荷直角方向に進展すると仮定し、上下対称面となる疲労き裂進展経路上に設定した共有節点間の拘束を開放することにより疲労き裂の進展を模擬した。なお、応力集中が予想されるき裂先端付近には、既往研究^{30), 30)}を参考に要素の一片の長さ l が $5 \mu\text{m}$ 程度の正方形 ($5 \mu\text{m} \times 5 \mu\text{m}$) となる密なメッシュを配置した。疲労き裂長さを a とし、 $a=0 \text{ mm}$ から 2 mm 刻みで 12 mm まで変化させた解析を実施した。なお、応力およびひずみ履歴を考慮した連続的解析が望ましいが、本研究では、それぞれのき裂長さの解析モデルにおいて履歴影響は考慮せずに解析を実施している。履歴影響の考慮に関しては、今後の課題である。

図-5に各き裂長さ $a=0, 4, 8, 12 \text{ (mm)}$ のモデル（図-3）に対して実施した繰返し回数 $N=20$ 後におけるき裂先端近傍 $0.3 \times 0.5 \text{ mm}$ の範囲の累積相当塑性ひずみ分布を示す。いずれの結果も応力が集中するき裂先端にひずみが集積している。また、平面ひずみ条件における塑性ひずみ形状の特徴であるバタフライ型を示しており、その大きさはき裂長さ a が大きくなるにつれ累積相当塑性ひずみが広範囲に分布する様子が分かる。図-6には、図-5に示した変形図に対して、き裂周辺部を拡大した図を示す。ただし、変形図は等倍のままとしている。これらの図より、き裂先端形状の鈍化が確認された。また、疲労き裂が進展して、 a の値が大きくなるにつれて、き裂開口量とき裂形状の鈍化も大きくなることが確認できる。なお、累積相当塑性ひずみの分布が上下非対称となっていることが読み取れる。これはき裂先端付近では対称なメッシュ配置となっているものの、遠方の一部に上下非対称のメッシュが存在するためであると考えられる。

(2) 応力ひずみ応答および発生寿命評価

図-7に各き裂長さ a の時の疲労き裂先端の節点における荷重載荷軸方向の応力ひずみ応答を示す。また、この応力ひずみ応答から得られる応力載荷時の最大ひずみと最小ひずみの差である全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_t$ と繰返し数 N の関係を図-8に示す。これらの図より、き裂長さ a が 0 から $2, 12 \text{ mm}$ と大きくなるに従って応力ひずみ応答のループ形状が大きくなっていることが分かる。また、繰返し回数 N が 20 回に至る過程で、全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_t$ はほぼ定常状態に収束することが分かる。

そこで本研究では、繰返し回数 $N=20$ における軸方向の全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_t$ と、実験により取得された疲労き裂発生寿命 N_c 評価式を用いて評価を行った。具体的には、次に示す全ひずみ範囲 $\Delta \epsilon_t$ と疲労き裂発生寿命 N_c の関係式⁴⁰⁾を用いた。

$$\frac{\Delta \epsilon_t}{2} = 0.415 N_c^{-0.606} + 0.00412 N_c^{-0.115} \quad (18)$$

(3) 疲労き裂伝播速度の予測結果

本研究において、式(18)を用いて算出した疲労き裂発生寿命 N_c の間に疲労き裂が Δa 進展するとして、次式により疲労き裂進展速度 da/dN を算出する。

$$\frac{da}{dN} = \frac{\Delta a}{N_c} \quad (19)$$

ここに、き裂進展長さ $\Delta a \text{ (mm)}$ は、き裂伝播速度に影響を与える材料定数もしくは関数である。

本提案手法により算出した疲労き裂進展速度 da/dN および評価対象とした実験結果³⁰⁾を図-9に示している。なお横軸の応力拡大係数範囲 ΔK は、実験結果と同様に弾性解⁴⁰⁾として得られるの値を用いている。すなわち、 $a=0 \text{ mm}$ の算出結果は左端の点、 $a=12 \text{ mm}$ の算出結果は右端の点に対応する。なお、 $a=0 \text{ mm}$ における da/dN の実験結果を再現できる疲労き裂進展長さ Δa として、最小二乗法により $\Delta a = 7.03 \mu\text{m}$ を得た。図-9中の緑◇印は、 $\Delta a = 7.03 \mu\text{m}$ の結果であり、参考として $\Delta a = 5 \mu\text{m}$ および $10 \mu\text{m}$ とした際に得られる結果も灰◇印、青◇印として、実験結果より得られる式（点線）と併せて載せている。また、+印は実験結果³⁰⁾を示している。

$\Delta a = 7.03 \mu\text{m}$ を用いて得られた疲労き裂伝播速度と、実験により得られた関係式³⁰⁾による伝播速度との誤差を図-10の緑◇印に示す。これより、 $\Delta a = 7.03 \mu\text{m}$ を採用することにより低 ΔK 領域において5%以内の誤差となり実験結果を概ね再現できていると言える。なお、高 ΔK 領域では、実験結果との乖離が大きくなるような傾向がみられる。この要因としては、高 ΔK 領域ではき裂先端の塑性変形が大きくなり、本解析で仮定している2次元平

面ひずみ条件と実験条件の乖離が大きくなることが一要因として考えられ、実験条件に対応した3次元解析を実施するなど、さらなる検討が必要であると考えている。

図-11 に $\Delta a = 7.03 \mu\text{m}$ を採用した場合、式(17)を積分して得られる繰返し回数と疲労き裂長さの関係を示す。解析を実施したき裂長さ $a = 12 \text{ mm}$ までのき裂伝播寿命の実験結果との誤差は 0.75%であった。すなわち、伝播寿命を高精度に評価できたと言える。

しかし、一般に FEM 解析により得られる結果は空間分解能、すなわち要素タイプや要素サイズに強く依存することに注意が必要である。そこで次章では、要素サイ

ズ依存性に関する検討を行った。

4. 要素サイズ依存性に関する検討

(1) 異なる要素サイズに対する疲労き裂伝播寿命評価

前章までは、要素一片の長さ $l = 5 \mu\text{m}$ の正方形 ($5 \mu\text{m} \times 5 \mu\text{m}$) としていた。そのため以降、要素サイズ $l = 10 \mu\text{m}$ および $50 \mu\text{m}$ のモデルを対象として検討を行う。図-12、図-13 に弾塑性解析により得られた繰返し回数 $N = 20$ 後における累積相当塑性ひずみの分布をそれぞれ示す。こ

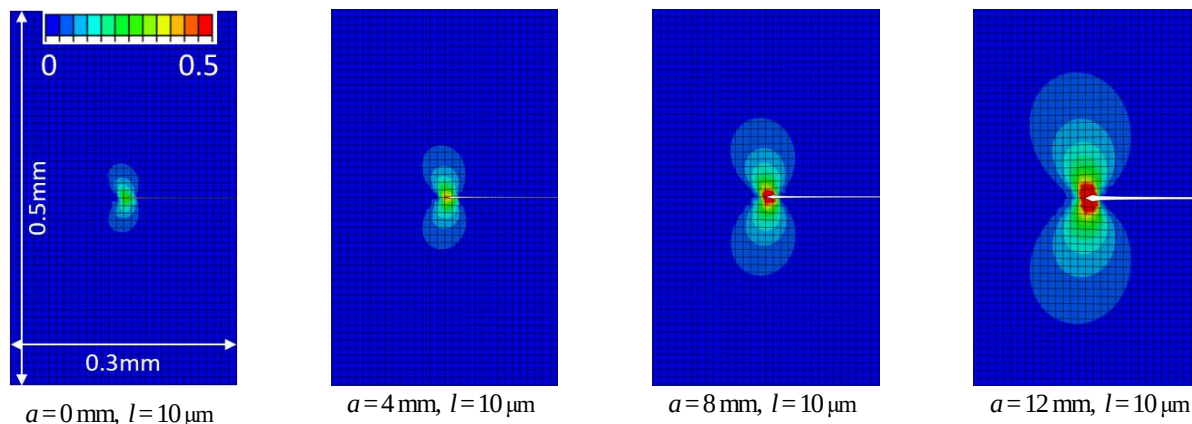


図-12 荷重載荷 20 サイクル後の累積相当塑性ひずみの分布 ($l = 10 \mu\text{m}$ モデル)

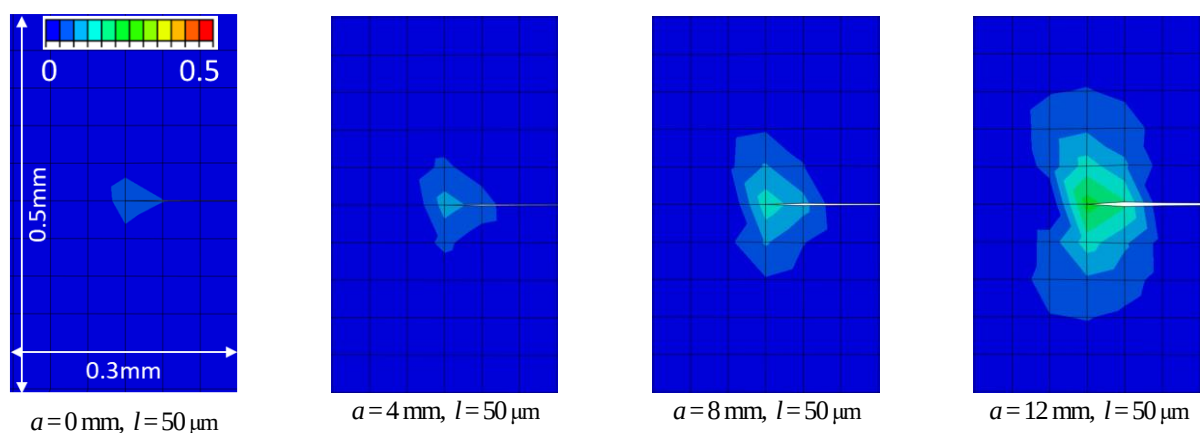


図-13 荷重載荷 20 サイクル後の累積相当塑性ひずみの分布 ($l = 50 \mu\text{m}$ モデル)

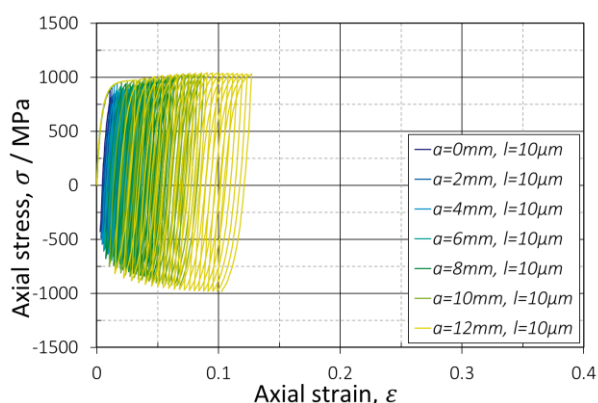


図-14 き裂先端における軸方向の応力ひずみ応答 ($l = 10 \mu\text{m}$)

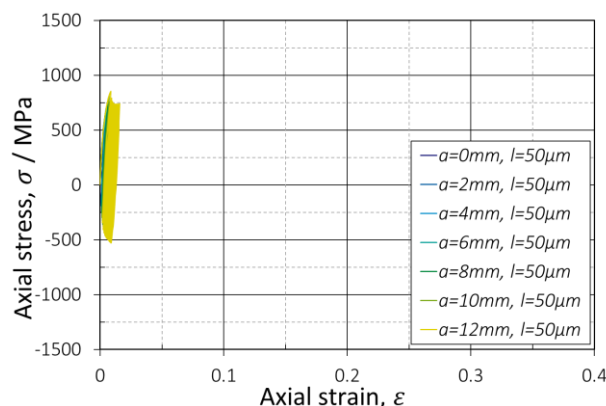


図-15 き裂先端における軸方向の応力ひずみ応答 ($l = 50 \mu\text{m}$)

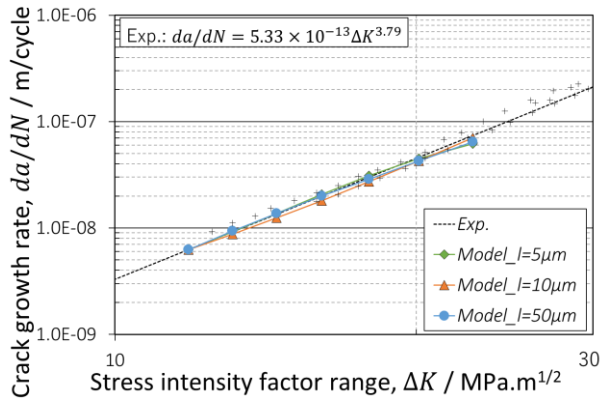


図-16 疲労き裂伝播速度算出結果
(要素サイズの違いによる比較)

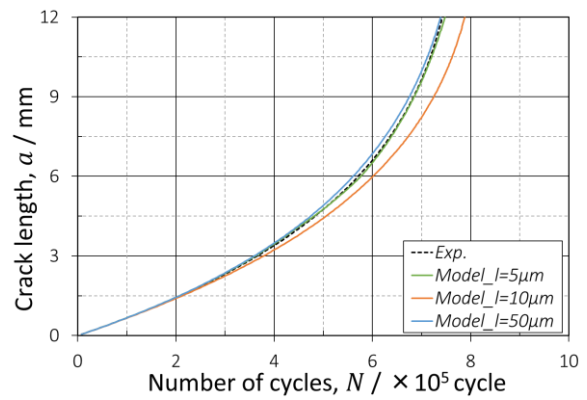


図-17 疲労き裂伝播寿命とき裂長さの関係

これらの図より、要素サイズ $l = 5 \mu\text{m}$ のモデルと同様に、疲労き裂長さ a が大きくなるほど累積相当塑性ひずみの分布が広範囲に分布していることが分かる。一方で、要素サイズが最も大きい $l = 50 \mu\text{m}$ では、要素サイズ $l = 5 \mu\text{m}$ の結果と比較して累積相当塑性ひずみの分布が不明瞭であることが分かる。また、図-14 および図-15 にそれぞれ要素サイズ $l = 10 \mu\text{m}$ 、 $l = 50 \mu\text{m}$ のモデルに対する疲労き裂先端の軸方向応力ひずみ応答を示す。これらの図より、き裂長さが大きくなるとループが大きくなる傾向は同じであるものの、要素サイズが大きくなることにより、より小さな弾塑性応答のループが形成されることが分かる。

図-16 に疲労き裂進展速度 da/dN の算出結果を示す。3 章と同様に、き裂先端の節点における荷重軸方向の応力ひずみ応答を抽出し、20 サイクル目における荷重軸方向の全ひずみ範囲 $\Delta \varepsilon_t$ と式 (18) を用いて発生

寿命 N_c を算出し、き裂進展長さ Δa はパラメータ $a = 0 \text{ mm}$ の da/dN が実験結果と一致するように設定し、式 (19) を用いて da/dN を算出した。なお、 $l = 10 \mu\text{m}$ および $50 \mu\text{m}$ に対してそれぞれ $\Delta a = 23.7 \mu\text{m}$ および $412 \mu\text{m}$ が得られた。これより、要素サイズ $l = 50 \mu\text{m}$ のモデルの算出結果では、応力拡大係数範囲 ΔK が大きくなるにつれ実験結果からの乖離が大きくなる傾向が示された。また、図-17 に Paris 則の積分により得られる、き裂長さ a と繰返し回数 N の関係を示す。なお、算出結果のある $a = 12 \text{ mm}$ までの繰返し回数の実験結果との誤差は 0.75% ($l = 5 \mu\text{m}$)、6.15% ($l = 10 \mu\text{m}$)、0.46% ($l = 50 \mu\text{m}$) となった。すなわち、本検討の範囲内では要素サイズに関わらず伝播寿命評価は 10% 以内の精度がある。図-11 に、疲労き裂伝播速度に対する各算出結果と実験結果との誤差を示す。この図より、応力拡大係数範囲が大きくなる、すなわちき裂長さが長くなるにつれ実験結果との誤差は大きくなる傾向にある。一方、本評価手法を用いて比較的大きな構造体に生じた疲労き裂伝播速度を算出する際には、計算コストの関係から、比較的広範な要素サイズを用いることも想定され、要素サイズ依存性に関しても適切に考慮することが望まれる。そこで次節では、要素サイズに関わらず一定の精度を担保するための伝播パラメータに関する補正方法を提案する。

表-2 設定した疲労き裂伝播長さ $a = 12 \text{ mm}$ までの
疲労き裂伝播寿命の誤差

Elem. Size, l (μm)	Increment of crack growth length, Δa (μm)	Error of fatigue crack propagation life at $a=12$ (%)
5×5	7.03	0.74
10×10	23.7	6.15
50×50	412	0.46

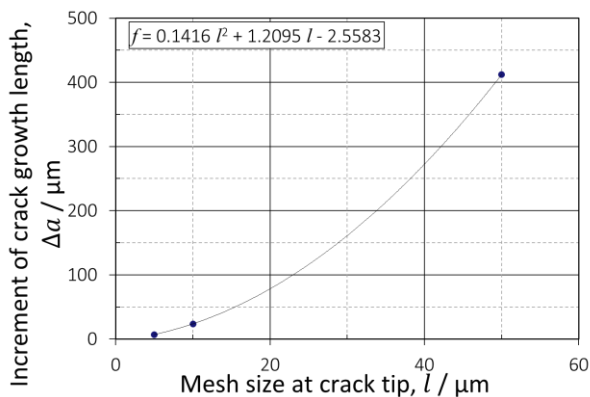


図-18 疲労き裂伝播距離パラメータ Δa と要素サイズ l の関係

(2) 要素サイズ依存に対する関係式

表-2 にき裂長さ $a = 12 \text{ mm}$ までの疲労き裂伝播寿命の予測結果と実験結果との誤差を示す。また、表-2 に示したき裂進展長さのパラメータ Δa とき裂先端付近の要素サイズ l には、評価点は少ないが、概ね図-18 に示す関係にあることが分かる。

$$\Delta a = f(l) \quad (20)$$

ここに、 f は図-18 に示す関係式である。この関係式を用いることにより、解析を行った範囲内における他の要素サイズに対しても再現性を確保できると予想される。

また、解析時間に関して、 $a = 0 \text{ mm}$ から $l = 5 \mu\text{m}$ のモデ

ルと比較すると、 $l = 10 \mu\text{m}$ のモデル ($a = 0 \text{ mm}$) では約 1/5、 $l = 50 \mu\text{m}$ のモデル ($a = 0 \text{ mm}$) では約 1/100 に短縮したことを確認した。

5. 結論

本研究では、疲労き裂伝播を疲労き裂発生連続挙動と定義して疲労き裂伝播寿命の評価手法を提案した。具体的には、繰返し弾塑性 FEM 解析から得られる局所ひずみ応答および実験データベースに基づいた疲労き裂発生寿命評価式を用いて疲労き裂発生寿命を算出し、その間にき裂が Δa だけ伝播するとして da/dN を算出し実験結果と比較を行った。以下に得られた知見をまとめる。

- (ア) き裂先端における要素一辺の長さ $l = 5 \mu\text{m}$ のモデルでは、疲労き裂伝播寿命の大半を占める低 ΔK 領域において疲労き裂伝播寿命特性の再現性が高い結果を得た。
- (イ) 要素サイズによらず一定の精度を担保するため、疲労き裂伝播パラメータ Δa と要素サイズの関係を定式化することにより、要素一辺の長さ $l = 5 \mu\text{m}$, $10 \mu\text{m}$, $50 \mu\text{m}$ のモデルでは、 $a = 12 \text{ mm}$ 時の疲労き裂伝播寿命に関して 10% 以内の精度があることを確認した。
- (ウ) 疲労き裂伝播パラメータ Δa と要素サイズの関係を定式化することにより、要素サイズ依存性を回避できる可能性が示された。

今後は他の要素サイズでの検討を行うなど、さらなる妥当性を検証することが必要である。また今回の検討では、モード I 型のき裂に対して評価を行ったため、混合モード下での伝播寿命評価手法の開発も行う必要があると考えている。

謝辞

本研究は JSPS 科研費 A262893320 の支援により実施した。

参考文献

- 1) 日本材料学会編：疲労設計便覧，株式会社養賢堂，1995。
- 2) Paris PC, Erdogan F.: A critical analysis of crack propagation laws, Journal of Basic Engineering, Transactions of the ASME, Series D, 85, 4, 528-34, 1963.
- 3) 社団法人日本鋼構造協会編：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，技報堂出版株式会社，2014。
- 4) Gadallah, R., Tsutsumi, S., Osawa, N.: Numerical investigation on the influence of tensile overload on fatigue life using the interaction integral method, Journal of Japan Society of Civil Engineers, 74, 2, I_137-I_146, 2018.
- 5) Daneshpour, S., Kocak, M., Langlade, S., Horstmann, M.: Effect of overload on fatigue crack retardation of aerospace Al-alloy laser welds using crack-tip plasticity analysis, International Journal of Fatigue, 31, 1603-1612, 2009.
- 6) A. Bahloul, C. Bouraoui: The overload effect on the crack-tip cyclic plastic deformation response in SA333 Gr 6 C-Mn steel, Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 99, 27-35, 2019.
- 7) S. Bai, Y. Sha, J. Zhang: The effect of compression loading on fatigue crack propagation after a single tensile overload at negative stress ratios, International Journal of Fatigue, 110, 162-171, 2018.
- 8) R. Pippan, C. Zelger, E. Gach, C. Bichler, H. Weinhandl: On the mechanism of fatigue crack propagation in ductile metallic materials, Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures 34, 1-16, 2010.
- 9) Furuya, Y., Shimada, H.: Fatigue crack tip strain loop under single overload in Fe-3Si steel, Engineering Fracture Mechanics, 16, 2, 111-116, 1982.
- 10) Shimada, H., Furuya, Y.: Application of crack-tip-strain loop to fatigue-crack propagation, Experimental Mechanics, 21, 11, 423-428, 1981.
- 11) Y. Furuya, H. Shimada: Fatigue crack initiation from notch root (local-strain damage accumulation process on crack initiation), Engineering Fracture Mechanics, 23, 6, 983-989, 1986.
- 12) Shimada, H., Furuya, Y.: Local crack-tip strain concept for fatigue crack initiation and propagation, Journal of Engineering Materials and Technology, 109, 101-106, 1987.
- 13) C. Chen, D. Ye, L. Zhang, J. Liu: DIC-based studies of the overloading effects on the fatigue crack propagation behavior of Ti-6Al-4V ELI alloy, International Journal of Fatigue, 112, 153-164, 2018.
- 14) M. Besel, E. Breitbarth: Advanced analysis of crack tip plastic zone under cyclic loading, International Journal of Fatigue, 93, 92-108, 2016.
- 15) Toyosada, M., Gotoh, K., Niwa, T.: Fatigue crack propagation for a through thickness crack: a crack propagation law considering cyclic plasticity near the crack tip, International Journal of Fatigue, 26, 983-992, 2004.
- 16) F. Ding, M. Feng, Y. Jiang: Modeling of fatigue crack growth from a notch, International Journal of Plasticity, 23, 1167-1188, 2007.
- 17) A.H. Norrozi, G. Glinka, S. Lambert: A study of the stress ratio effects on fatigue crack growth using the unified two-parameter fatigue crack growth driving force, International Journal of Fatigue, 29, 1616-1633, 2007.
- 18) A.H. Norrozi, G. Glinka, S. Lambert: Prediction of fatigue crack growth under constant amplitude loading and a single overload based on elasto-plastic crack tip stresses and strains, Engineering Fracture Mechanics, 75, 188-206, 2008.
- 19) S. Mikhnevskiy, G. Glinka: Elastic-plastic fatigue crack growth analysis under variable amplitude loading spectra, International Journal of Fatigue, 31, 1828-1836, 2009.
- 20) Tsutsumi, S., Fincato, R.: Cyclic plasticity model for fatigue with softening behaviour below macroscopic yielding, Materials & Design,

- 165, 107573, 2019.
- 21) 堤成一郎, 森田花清, Fincato Riccardo: 疲労き裂発生伝播寿命に対する溶接ビード形状の影響に関する解析的検討, 構造工学論文集, 63A, 609-618, 2017.
 - 22) 平出隆志, 伊木聡, 半田恒久, 田川哲哉, 池田倫生, 森田花清, Fincato Riccardo, 堤成一郎: 溶接継手疲労寿命に及ぼす熱影響部の繰返し負荷化の材料挙動の影響, 溶接学会論文集, 36, 2, 145-151, 2018.
 - 23) 堤成一郎, 清川裕樹, Fincato Riccardo, 荻野陽輔, 平田好則, 浅井知: 溶融池形成および繰返し弾塑性解析を活用した継手の疲労き裂発生寿命評価, 応用力学論文集 Vol.21, JSCE, 74, 2, 337-347, 2018.
 - 24) American Society for Testing and Materials (ASTM): Standard test method for measurement of fatigue crack growth (E647), American Society for Testing and Materials, 2010.
 - 25) Hashiguchi, K.: Subloading surface model in unconventional plasticity, Int. J. Solids Struct. 25, 917-945, 1989.
 - 26) Hashiguchi, K., Tsutsumi, S.: Elastoplastic constitutive equation with tangential stress rate effect, Int. J. Plasticity, 17, 117-145, 2001.
 - 27) Tsutsumi, S., Toyosada, M., Hashiguchi, K.: Extended subloading surface model incorporating elastic boundary concept, Journal of Applied Mechanics, JSCE, 9, 455-462, 2006.
 - 28) 堤成一郎, 豊貞雅宏, 村上幸治: 巨視的弾性条件下での一定両振り荷重繰返しに伴う塑性ひずみ成長挙動, 日本機械学会論文集 A, 73, 730, 724-731, 2007.
 - 29) 堤成一郎, 矢嶋泰基, 村上幸治, 後藤浩二, 豊貞雅宏: 損傷を考慮した繰返し弾塑性モデル-巨視的弾性条件下における疲労き裂発生-, 応用力学論文集, JSCE, 10, 437-444, 2007.
 - 30) Tsutsumi, S., Murakami, K., Goto, K., Toyosada, M.: Cyclic stress-strain relationship during high cycle fatigue process : Elastoplastic constitutive model introducing cyclic damage effect, Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, 7, 243-250, 2008.
 - 31) 靱井秀斗, 堤成一郎, R. Fincato: 非比例高サイクル疲労下の繰返し硬軟化挙動に対する接線塑性構成式の拡張, 土木学会論文集 A2, 73, 2, I_367-I_378, 2017.
 - 32) Fincato, R., Tsutsumi, S.: Closest-point projection method for the extended subloading surface model, Acta Mechanica, 228, 12, 4213-4233, 2017.
 - 33) Fincato, R., Tsutsumi, S.: A return mapping algorithm for elastoplastic and ductile damage constitutive equations using the subloading surface method, International Journal for Numerical Methods in Engineering, 113, 11, 1729-1754, 2017.
 - 34) Fincato, R., Tsutsumi, S.: Ductile Damage Evolution under Non-Proportional Loading, 土木学会論文集 A2, 73, 2, I_355-I_361, 2017.
 - 35) Fincato, R., Tsutsumi, S.: A numerical study of the return mapping application for the subloading surface model, Engineering Computations, 35, 3, 1314-1343, 2018.
 - 36) Yoshikawa, M., Matsuo, T., Tsutsumi, N., Matsunaga, H., Matsuoka, S.: Effects of hydrogen gas pressure and test frequency on fatigue crack growth properties of low carbon steel in 0.1-90 MPa hydrogen gas, Transactions of the JSME, 80, 817, 1-16, 2014.
 - 37) P. Kucharczyk, M. Madia, U. Zerbst, B. Schork, P. Gerwien, S. Münstermann: Fracture-mechanics based prediction of the fatigue strength of weldments Materialaspects, Engineering Fracture Mechanics, 198, 79-102, 2018.
 - 38) J. Chen, Y. Huang, L. Dong, Y. Li: A new method for cyclic crack-tip plastic zone size determination under cyclic tensile load, Engineering Fracture Mechanics, 126, 141-154, 2014.
 - 39) 島貫広志, 米澤隆行, 田中睦人: 圧縮残留応力を利用した U リブ鋼床版溶接ルート部の疲労対策方法の検討, 溶接構造シンポジウム 2017 講演論文集, 249-252, 2017.
 - 40) 日本材料学会編: 疲労設計便覧, 株式会社養賢堂, 1995.
 - 41) T.L. Anderson: FRACTURE MECHANICS Third Edition, 52, CRC Press, 2005.

(Received July 19 2019)

(Accepted December 10, 2019)

FATIGUE CRACK INITIATION AND PROPAGATION LIFE OF STEELS PREDICTED BY LOCAL ELASTOPLASTICITY RESPONSE

Seiichiro TSUTSUMI, Hirokazu NAGAHAMA, Riccardo FINCATO

Fatigue damage process is generally divided into two stages, fatigue crack initiation and propagation. Stress intensity factor or J-integral are usually used for driving force of fatigue crack propagation. Various assessment methods for fatigue crack initiation life have been proposed, and the authors have recently proposed an assessment method for fatigue crack initiation life utilizing elasto-plasticity FEM analysis adopting the material model which can describe cyclic hardening or softening. If it is possible to assess the fatigue crack initiation and subsequent propagation which strongly depend on elasto-plastic response of material under the same numerical analysis framework, it is useful to understand the detailed mechanism of fatigue damage process. The purpose of present study is to propose a method which can evaluate the fatigue crack propagation behavior by extending the assessment method for fatigue crack initiation life, and consider the accuracy of its evaluation.