扁平マルテンサイト二相鋼内の疲労き裂伝播挙動の数値シミュレーション

正員 大 沢 直 樹* 正員 上 野 大 輝**
 学生員 下 池 亮* 正員 橋 本 聖 史*
 正員 中 島 清 孝*** 正員 野 瀬 哲 郎***

Numerical Study on the Fatigue Crack Propagation Behavior in Flattened Martensite Dual Phase Steel

by Naoki Osawa, *Member* Daiki Ueno, *Member*
 Ryo Shimoike, *Student Member* Kiyoshi Hashimoto, *Member*
 Kiyotaka Nakashima, *Member* Tetsuro Nose, *Member*

Summary

The relation between the fatigue crack propagation behavior and the microscopic characteristics (the morphology, distribution, hardness of the 2nd phase) of Ferrite / Martensite Dual Phase steel is investigated numerically by using Crystalline-Elastic-Plastic F.E. (CPFE) analysis.

As results, followings are found;

- 1) Under the conditions chosen, the crack closure level increases and CTOD decreases as a crack tip approaches the martensitic phase (M-phase) boundary. These changes become more pronounced when the hardness of M-phase becomes higher.
- 2) Under the conditions chosen, the J-integral of a crooked crack becomes nearly equal to that of a straight crack when the initial crack tip is located adjacent to the M-phase border.
- 3) Under the conditions chosen, the driving force of crack propagation of a fatigue crack which propagates in a narrow ferrite slit in M-phase is equal to or greater than that of a crack which propagates in a wide ferrite phase.
- 4) The calculation results lead us to a prediction that the crack growth rate of a Ferrite / Martensite Dual Phase steel with polygonal and banded M-phase becomes much higher than that with flattened (elongated) and banded M-phase because cracks can slip through M-phase when there exist narrow ferrite slits. The experimental results obtained by Nakashima et al. (2003) agree approximately with this prediction. This demonstrates the validity of the CPFE theory employed in this research.

1. 緒 言

1970 年代に高張力鋼が開発され、鋼材の静的強度が大幅に向上したが、鋼材のき裂伝播速度は鋼種、組織によらずほぼ一定というのが常識とされてきた。しかし、近年鋼材組織の制御によって疲労き裂伝播寿命の大幅延伸を達成したとの報告が相次いでいる。

鋼材相組織の制御によって疲労き裂伝播寿命の延伸を達成した例として、中島ら¹⁾が開発した扁平マルテンサイト二相鋼 (Flattened Martensite Dual Phase Steel または Elongated

Fig. 1 Flattened martensite dual phase steel
(white: martensite, black: ferrite)¹⁾

Martensite Dual Phase Steel, 以下で“FMDP 鋼”とよぶ)がある。Fig. 1に FMDP 鋼の組織写真を示す。FMDP 鋼は、従来型高張力鋼と比較すると、第二相にマルテンサイト相 (以下で M 相とよぶ) が用いられていること、第二相の分率が大きくその形状が扁平なこと、などの特徴を有する。

中島ら¹⁾によれば、FMDP 鋼内の疲労き裂はフェライト相

* 大阪大学大学院工学研究科

** 日産自動車㈱ (研究当時大阪大学大学院工学研究科)

*** 新日本製鐵㈱

Fig. 3 1/2 model of a center-cracked specimen.

Fig. 4 FE mesh (the general view).

じた時点の公称応力 $S_{O,f}$ を開口応力とし、引張りから圧縮に転じた時点の公称応力 $S_{C,f}$ を閉口応力とする。

さらに、各負荷サイクルの最大荷重点でき裂面形状を調べ、き裂端から一つ後方にあるき裂面上節点の開口変位（以下でき裂端直近節点開口変位 δ_{node} とよぶ）を評価した。

3. 解析対象および計算条件

3.1 直線き裂モデル

解析対象を Fig. 3 に示す。中央に初期き裂 $2a = 2\text{mm}$ の直線貫通き裂が入った、板半幅 $B = 10\text{mm}$ 、板長さ $L = 20\text{mm}$ の矩形版の 1/2 対称モデルである。結晶の変形は異方性を有し厳密には対称性を持たないが、き裂端近傍の塑性領域を除く大部分が等方線形弾性挙動で近似できるため、変形がき裂面について対称であると仮定することで生じる誤差は無視できると考え、対称モデルを採用した。

モデルでは、き裂端近傍の、本研究で採用した計算条件において有限量のすべり変形が発生する領域のみに、細密な結晶弾塑性要素を配し、その外部に粗い要素分割の線形弾性要素を配して計算時間が過大になることを防いだ。弾塑性要素を配した領域（以下で弾塑性領域とよぶ）の横幅 w 、高さ h は、 $w = 40\mu\text{m}$ 、 $h = 20\mu\text{m}$ である。計算に使用した FE メッシュを Fig. 4, 5 に示す。弾塑性領域には、辺長 $0.5\mu\text{m}$ の正方形要素を配置した。節点数は 5470、要素数は 5342 である。

モデルの弾塑性領域には、部分ごとに異なる初期 CRSS($g_0^{(a)}$) を与え、F 相 ($g_0^{(a)}$ 小すなわち低硬度) と M 相 ($g_0^{(a)}$ 大すなわち高硬度) が併存する状態を表現した。F 相と M 相の配置は、以下の 3 とおりを設定した。

Fig. 5 FE mesh of a straight crack model (the magnified view around the crack tip).

Fig. 6 Single-phase model (F-phase only).

Fig. 7 Dual-phase model (a crack in F-phase propagates into M-phase).

- 弾塑性領域の全体が F 相であるモデル（以下で“直線単相モデル”とよぶ、Fig. 6）。
- 弾塑性領域の上半部が M 相、下半部が F 相で、初期状態で F 相内にあるき裂が相境界に垂直に進展して M 相に進入するモデル（以下で“直線二相モデル”とよぶ、Fig. 7）。F 相の硬度（初期 CRSS）は直線単相モデルと同一とし、M 相の硬度（初期 CRSS）を変化させてき裂伝播挙動への硬度の影響を調べた。
- 弾塑性領域の中央部に幅 w_F の F 相を、その両側に M 相を配置し、き裂が F 相スリット内を相境界に平行に進展するモデル（以下で“スリットモデル”とよぶ、Fig. 8）。F 相、M 相の硬度は変化させず、F 相スリットの幅 w_F を変化させた。

計算は、初期き裂で荷重を 1 サイクル負荷した後、き裂を一要素辺長ずつ進展させて実施した。進展計算は、き裂が 15 要素辺長、すなわち $7.5\mu\text{m}$ 進展するまで行なった。以下で、初期き

Fig. 8 Slit model (a crack propagates in a F-phase slit).

Table 1 Material properties.

$\dot{\alpha}$ in Eq. (1)	2×10^3	
m in Eq. (1)	0.005	
$\alpha_0^{(a)}$	0.0	MPa
K in Eq. (3)	28	MPa
q in Eq. (3)	1.0	

裂のままで荷重を荷したサイクルを“第1サイクル”と、後続サイクルを“第2サイクル”、“第3サイクル”、...とよぶ。Fig. 7のモデルの相境界は、初期き裂端から $2.5\mu\text{m}$ の位置に配置した。この場合、き裂端は5進展(第6サイクル)で相境界に達する。荷重は、モデルの一端の荷重方向変位を拘束し、他端に一樣な変位を与えて荷した。以下で、変位拘束端边上の荷重方向反力の総和を無変形状態における拘束辺長 B で除したものを公称応力 S とよび、強制変位量を無変形状態のモデル長さ L で除したものを公称歪 e とよぶ。荷重条件は公称応力振幅 $S_a = 50\text{MPa}$ (公称応力振幅範囲 $\Delta S = 100\text{MPa}$)、荷重比 $R = 0$ とした。

弾性特性は、ヤング率 $E = 200000\text{MPa}$ 、ポアソン比 $\nu = 0.3$ とした。初期CRSS $g_0^{(a)}$ を除くすべり系硬化特性は、Peirceら⁵⁾、著者ら⁴⁾を参考にTable 1の値を与えた。 $\alpha_0^{(a)}$ はすべり系背応力の初期値である。

F相の $g_0^{(a)}$ は 248.0MPa とした。M相の $g_0^{(a)}$ は、F相の

Fig. 9 FE mesh of a crooked crack model (a magnified view around the crack tip).

値の1.5、2.0倍にあたる 372MPa 、 496MPa の2とおりを設定した。

3.2 屈曲き裂モデル

き裂がM相を迂回する現象を調べる目的で、F相中をM相境界に垂直に進展してきた直線き裂が、M相境界の直前で屈曲する場合の破壊力学パラメータを評価した。初期き裂が入った解析対象の寸法、形状は、Fig. 3と同一で、3.1節の直線き裂モデルとは、初期き裂端位置が $0.5\mu\text{m}$ だけ上方にあることのみ異なる。弾塑性領域の位置と寸法は、3.1節の直線き裂モデルと同一であるが、き裂端近傍に、Fig. 9に示す屈曲き裂を表現した詳細FEメッシュが配置される。

計算は、Fig. 9のA-A線より上側がM相、下側がF相としたモデル(以下で“屈曲二相モデル”とよぶ)と、弾塑性領域が全てF相としたモデル(以下で“屈曲単相モデル”とよぶ)により実施した。以下で、これら2つのモデルを屈曲き裂モデルとよぶ。初期き裂端から屈曲二相モデルのM相境界までの距離は $2\mu\text{m}$ 、屈曲方向と初期き裂面のなす角度は 45deg. 、き裂進展面上の最小要素辺長は $0.5\mu\text{m}$ である。この屈曲方向(45deg.)は、屈曲き裂と直線き裂の破壊力学特性の差を定性的に調べるため便宜的に設定した角度である。屈曲き裂モデルの要素数は5360、節点数は5415である。

比較のために、Fig. 9の初期き裂が、屈曲することなく進展する場合についても、き裂進展解析を実施した。この計算では、Fig. 6のFEメッシュの初期き裂端位置を $0.5\mu\text{m}$ だけ上方に移動したFEメッシュを使用し、Fig. 9のA-A線と同じ位置より上側がM相、下側がF相としたモデル(以下で“参照二相モデル”とよぶ)と、弾塑性領域が全てF相としたモデル(以下で“参照単相モデル”とよぶ)を使用した。以下で、これら2つのモデルを“参照直線き裂モデル”とよぶ。

各モデルには、3.1節で与えたものと同じ弾性特性と、Table 1のすべり硬化特性を与えた。F相の $g_0^{(a)}$ は、3.1節と同じく 248.0MPa とし、M相の $g_0^{(a)}$ は、F相の値の1.5にあたる 372MPa とした。

変位境界条件、荷重方法、荷重条件は3.1節で設定したものと同一である。解析では、初期き裂端からき裂が4進展(進展長 $2\mu\text{m}$ 、最終サイクルは第5サイクル)する間の各負荷サイクル最大荷重点で経路J積分を計算した。J積分の積分経路は、弾塑性領域外縁の移行メッシュのすぐ外側を通るように選んだ。本計算に先立つ予備計算で、複数の積分経路についてJ積分を比較し、経路独立性が成立していることを検証した。本報告では、弾塑性領域内でのみ分解剪断応力がCRSSを超えるように計算条件を

Fig. 10 Distributions of equivalent stress and accumulated sum of slip around the fatigue crack tip (single-phase straight crack model, $\beta = 0$), at the max. load point of the 6th cycle).

定めているので、この積分経路は、塑性変形が発生しうる領域から十分に離れた点のみを通過している。

4. 計算結果

4.1 直線単相モデルのき裂端まわり変形場

直線単相モデル (Fig. 6) で荷重方位 $\beta = 0$ を設定した解析では、著者ら⁴⁾の通常材 (繰返し硬化・軟化なし) の計算結果と同様の、以下の結果を得た。

- 第3サイクル以降の各サイクルで、応力のき裂端まわり相対分布は概ね一致していた。
- き裂面接触状態で判定した開閉口応力 $S_{O,d}$, $S_{C,d}$, およびき裂直近節点開口変位 δ_{node} の、負荷サイクルにつれた変化は第6サイクルまでにほとんど飽和した。
- 公称応力が $S_{O,d}$ に達した時点では、き裂端近傍は圧縮応力状態にあった。
- 公称応力が $S_{O,f}$ に達した時点は、き裂端前後 $5\mu\text{m}$ の領域で、圧縮応力状態が解消するタイミングに概ね対応している。これは、 $S_{O,f}$ が、き裂端近傍で引張り応力状態が回復するという、き裂進展過程再開の必要条件が成立する応力レベルを与えるとの解釈を可能にする。

Fig. 11 Changes of the loading direction stress components on the crack face (single-phase straight crack model, $\beta = 0$, at the max. load point of the 6th cycle).

以下で、累積剪断歪 (accumulated sum of slip) とは、計算開始から現時刻までに各すべり系で生じた剪断歪の累積値を、全すべり系について和をとった量を意味する。Fig. 10に、第6サイクル最大荷重点での、き裂端近傍の等価応力および累積剪断歪分布を示す。

また、Fig. 11に、第6サイクルの最大・最小荷重点 S_{max} , S_{min} および $S_{O,d}$, $S_{O,f}$ に対応する荷重ステップで、き裂面およびき裂進展面上に接する要素について、き裂端からの要素中心までの距離 x (進展方向が正) と荷重軸方向の要素応力成分 σ_{yy} の関係を示す。Fig. 11の縦軸は、最大荷重点における σ_{yy} の最大値で正規化して示してある。

4.2 直線二相モデルのき裂端まわり変形場

本節では、直線二相モデル (Fig. 7) で荷重方位 $\beta = 0$ を設定した解析で得た、き裂端まわり変形場およびき裂開閉口挙動を述べる。

Fig. 12に、M相で初期CRSSを $g_0^{(a)} = 372\text{MPa}$ とし、二重すべり方位 $\beta = 0$ を与えた場合の、第3、第11サイクル最大荷重点での、き裂端近傍の等価応力および累積剪断歪分布を示す。また、同じ条件で、M相で $g_0^{(a)}$ のみ 496MPa に増大させた場合の、第11サイクル最大荷重点での、き裂端近傍の等価応力および累積剪断歪分布をFig. 13に示す。Fig. 12, Fig. 13では、M相の領域を太線で囲んで示してある。これらと、著者ら⁴⁾の通常材 (繰返し硬化・軟化なし) の計算結果、およびFig. 10の単相材の計算結果を比較すると、以下の傾向が確認できる。

- 単相モデルでは、き裂進展が生じて、応力のき裂端まわり相対分布が概ね一致するのに対し、二相モデルではM相境界を通過する際に高応力域の面積が大きくなり、分布形状も変化する。この傾向は、M相硬度が大きいほど顕著である。
- 単相モデルでは、き裂端近傍で塑性変形による応力集中の緩和がみられるのに対し、二相モデルでは、き裂面に45度の角度をなす高応力域が明瞭に現れる。この傾向は、M相硬度が大きいほど顕著である。
- 単相モデルでは、き裂面に45度の角度をなす塑性変形領域が明瞭に現れるが、二相モデルでは、M相内の塑性歪量が顕著に減少し、Plastic WakeがF相内に比べて縮退する。この傾向は、M相硬度が大きいほど顕著である。

(Equivalent stress)

(Accumulated sum of slip)

(a) At the max. load point of the 3th cycle.

(Equivalent stress)

(Accumulated sum of slip)

(b) At the max. load point of the 11th cycle.

Fig. 12 Distributions of equivalent stress and accumulated sum of slip around the fatigue crack tip (dual phase model, $g_0^{(a)}$ for M-phase=372MPa, $\beta = 0$).

(Equivalent stress)

(Accumulated sum of slip)

At the max. load point of the 11th cycle.

Fig. 13 Distributions of equivalent stress and accumulated sum of slip around the fatigue crack tip (dual phase model, $g_0^{(a)}$ for M-phase=496MPa, $\beta = 0$).

Fig. 14 Change of $S_{O,d}$ with the loading history. (the dual-phase straight crack models, $\beta = 0$)

(a) At the 3rd cycle.

(b) At the 11th cycle.

Fig. 15 Changes of the loading direction stress components on the crack face (dual-phase straight crack model, $g_0^{(a)}$ for M-phase=372MPa, $\beta = 0$, at the 3rd and 11th cycles).

き裂面接触状態により定めた開閉口応力 $S_{O,d}$ の負荷サイクルにつれた変化を Fig. 14 に示す。図では、き裂端が M 相境界に達する第 6 サイクルで、二相材に開口応力の有意な増大が発生し、M 相進入後に開口応力の変化が飽和すること、および、M 相の硬度が大きいと、M 相境界到達直後の開口応力上昇が急速になることが示されている。

M 相で $g_0^{(a)} = 372\text{MPa}$ のとき第 3, 第 11 サイクルにおいて、M 相で $g_0^{(a)} = 496\text{MPa}$ のとき第 11 サイクルにおいて、Fig. 11 と同様に、最大・最小荷重点 $S_{\max}$, $S_{\min}$ および $S_{O,d}$, $S_{O,f}$ に対応する荷重ステップで、き裂端から要素中心までの距離 x (進展方向が正) と荷重軸方向の要素応力成分 σ_{yy} の関係を整理した結果を Fig. 15 および Fig. 16 に示す。図では、3.1 節の直線単相モデルと同様な $S_{O,d}$, $S_{O,f}$ とき裂端近傍の応力状態の関係が確認できる。き裂が進展して F 相から M 相に進入すると、 $S_{\min}$ におけるき裂面上応力の絶対値が、き裂端と M 相境界の 2 箇所に極大点を有する分布に変化し、M 相硬度が増すと、

Fig. 16 Changes of the loading direction stress components on the crack face (dual-phase straight crack model, $g_0^{(a)}$ for M-phase=496MPa, $\beta = 0$, at the 11th cycle).

Table 2 Crack opening stresses determined by crack face contact state and stress state in the vicinity of crack tip (dual phase models, $\beta = 0$) (unit: MPa)

loading cycle	$g_0^{(a)} = 372\text{MPa}$		$g_0^{(a)} = 496\text{MPa}$	
	$S_{O,d}$	$S_{O,f}$	$S_{O,d}$	$S_{O,f}$
3	20.6	34.9	21.7	35.3
6	24.9	42.7	27.0	41.2
11	43.4	45.6	43.5	43.4

Fig. 17 Change of the opening displacement of the adjacent node to the crack tip δ_{node} (dual phase models, $\beta = 0$).

この M 相境界における極大点がより顕著になる。

第 3, 6, 11 サイクルにおける $S_{O,d}$ および $S_{O,f}$ を Table 2 に示す。表では、き裂開口応力として $S_{O,d}$, $S_{O,f}$ の何れを用いても、き裂が F 相から M 相に進入すると開口応力が上昇すること、き裂端が M 相境界上にある第 6 サイクルでも、開口応力の上昇が生じていること、および、M 相硬度が高いと、き裂が M 相境界に到達するまでの開口応力が僅かに上昇することが示されている。

き裂端直近節点開口変位 δ_{node} の負荷サイクルにつれた変化を Fig. 17 に示す。図では、以下の傾向が示されている。

- F 相中のき裂のき裂端が M 相境界に接近すると δ_{node} の減少が生じる。 δ_{node} の減少は、き裂端が M 相境界に達する第 6 サイクルより前に発現する。
- M 相進入後第 7 サイクルで δ_{node} の変化がほぼ飽和する。
- M 相硬度が高いと、M 相内での δ_{node} の値が小さくなる。

著者ら⁴⁾は、Wuら⁸⁾にならい、き裂端近傍の引張り応力状態が回復する応力 $S_{O,f}$ の増大は有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} の減少を意味すると論じた。また、 δ_{node} は、き裂開口変位 CTOD と強い相関を有すると考えられる。

以上の議論をまとめると、本節の計算条件の範囲では、M 相境界に接近した F 相内き裂の伝播駆動力と M 相硬度の間に、以下の関係が存在するといえる。

1. F 相内のき裂が M 相境界に接近すると、 $S_{O,f}$ が増大するとともに、 δ_{node} が減少する。これは、M 相境界に接近すると、 ΔK_{eff} と CTOD がともに減少すること、すなわちき裂の伝播駆動力が低下することを意味する。
2. き裂が M 相に進入すると、さらなる $S_{O,f}$ の増大と δ_{node} の減少が生じる。すなわち、M 相内の伝播駆動力は F 相内に比較して低下する。
3. M 相に進入する際の δ_{node} の減少は M 相硬度が大きいほど顕著である。これは、F 相内を進展するき裂の M 相境界直前での伝播駆動力の低下は、M 相硬度が大きいほど顕著になることを意味する。

4.3 屈曲き裂モデルのき裂端まわり変形場

本節では、屈曲き裂モデル (Fig. 9) および参照直線き裂モデルを使用して計算した、M 相境界直近を進む、屈曲および直線き裂まわりの変形挙動を示す。

以下では、二重すべり方位 ($\beta = 0$) を与えた場合のみ考える。Fig. 18に、第 4 サイクル最大荷重点における、屈曲单相モデル、および屈曲二相モデルの、き裂端近傍の等価応力および累積剪断歪分布を示す。図では、屈曲二相モデルの M 相が存在する領域を太線で囲んで示してある。

参照二相モデルの第 4 サイクルの等価応力分布、累積剪断歪分布は、き裂端と相境界の位置関係が等しい直線二相モデルの分布に概ね等しい。参照单相モデルの第 4 サイクルの等価応力分布、累積剪断歪分布は、進展回数が等しい直線单相モデルの分布にほとんど一致した。

屈曲き裂モデルと参照直線き裂モデルの等価応力、累積剪断歪の分布どうしを比較すると、以下の傾向がみられた。

- 参照直線き裂モデルの応力、剪断歪の分布は初期き裂面について対称になるが、屈曲き裂モデルの分布は上側き裂面に偏在する。
- 屈曲二相モデルの F 相にあたる領域では、等価応力は二相モデルと单相モデルでほとんど差がない一方、剪断歪は单相モデルの方が二相モデルより大きくなる。
- 屈曲二相モデルの M 相にあたる領域では、二相モデルで初期き裂面と 45 度の角度をなす高応力域が明瞭に現れる一方、单相モデルではそのような高応力域は現れない。また、二相モデルでは M 相の剪断歪がほぼ零になる一方、单相モデルでは、二相モデルの M 相に対応する領域でも有限量の剪断歪が発生する。

屈曲き裂モデルと参照直線き裂モデルで、き裂が 4 進展する間の各サイクル最大荷重点での J 積分評価値 (J 値) を Table 3 および Fig. 19に示す。单相モデル、二相モデルともに、計算モデ

(Equivalent stress)

(Accumulated sum of slip)

(a) Single phase model.

(Equivalent stress)

(Accumulated sum of slip)

(b) Dual phase model, $g_0^{(a)}$ for M-phase=372MPa.

Fig. 18 Distributions of equivalent stress and accumulated sum of slip around the crooked fatigue crack tip ($\beta = 0$) at the max. load point of the 4th cycle.

Table 3 J-integral of the crooked and straight crack models (unit: MPa · mm).

Cycle	Single phase		Dual phase	
	straight	crooked	straight	crooked
1	0.104	0.105	0.108	0.109
2	0.106	0.105	0.110	0.110
3	0.109	0.106	0.112	0.111
4	0.111	0.106	0.115	0.111

Fig. 19 J-integral of the crooked and straight crack models.

ルが同一形状の初回サイクル (進展なし) で J 値に 1% 弱の差があるが、これは弾塑性領域の詳細メッシュ分割が異なるために生じた数値誤差である。Table 3 および Fig. 19 では、以下が示されている。

- 単相モデルどうして、き裂進展につれた J 値の増大量を比較すると、屈曲モデルでは進展による J 値の変化がほとんどない一方、参照直線モデルでは、初回進展時からき裂進展につれて J 値が増大し、4 回の進展で約 10% 増大する。この結果、2 回目の進展で J 値の差が数値誤差範囲 (1%) の 3 倍に達する。すなわち、進展開始直後に、直線き裂と屈曲き裂で J 値に有意な差が生じる。
- 二相モデルどうして、き裂進展につれた J 値の増大量を比較すると、屈曲モデルでも 4 回の進展で約 3% の増大がみられる一方、参照直線モデルの増大率が単相材の場合より低下し、4 回で約 7% の増大に留まる。このため、3 回目の進展まで J 値の差が数値誤差範囲 (1%) を下回る。すなわち、進展開始直後に、直線き裂と屈曲き裂で J 値に有意な差が生じない。

疲労き裂は、現在のき裂端から微小な進展があったときのエネルギー解放率が最大となる方向に伝播すると考えられている。以上の議論をまとめると、本節の計算条件の範囲では、F 相の中を伝播する直線き裂の進展方向について以下のように予想することができる。

1. き裂が広い F 相の中を伝播している場合は、き裂面の延長方向に進展する場合にエネルギー解放率が最大となるので、き裂は直線き裂であり続ける。
2. き裂端の直近に M 相境界がある場合は、き裂が屈曲する場合のエネルギー解放率が、直線き裂であり続ける場合と同

 Table 4 Relation of the ferrite slit width w_F to the opening stress $S_{O,f}$ and the opening displacement of the adjacent node to the crack tip δ_{node} (double slip dir., $\beta = 0$).

w_F (μm)	$S_{O,f}$ (MPa)	δ_{node} (μm)
4	22.7	56.0
6	21.7	58.7
8	20.6	60.6
∞	26.0	56.3

程度以上になり、相境界直前で、M 相を迂回するように屈曲する可能性が大きくなる。

4.4 スリットモデルのき裂端まわり変形場

4.4.1 二重すべり方位の場合

本項では、二重すべり方位 $\beta = 0$ を設定して、単相直線き裂モデルおよびスリットモデルのき裂端まわり変形挙動を計算した結果を示す。

Fig. 8 のスリットモデルのうち、 $w_F = 4\mu\text{m}$ 、 $w_F = 8\mu\text{m}$ の場合について、第 6 サイクル最大荷重時での等価応力、累積剪断歪のき裂端まわり分布を Fig. 20 に示す。これらの図では、M 相の領域を太線で囲んで示してある。二重すべり方位で負荷しているため、き裂面に対称な応力、剪断歪の分布が計算されている。

図では、M 相境界で応力分布の滑らかさが失われているが、F 相スロット内のき裂端近傍に限定して比較すれば、 w_F の大小によらず等価応力分布は概ね一致する。また、図では、F 相チャンネル内でのみ有限量の剪断歪が発生していること、および、き裂面上の剪断歪分布は、 w_F の値によらずに、単相直線モデル (Fig. 6) によって計算した分布とほぼ一致していることが示されている。

単相直線モデル (Fig. 6, $w_F = \infty$) と Fig. 8 のスリットモデルで、第 6 サイクルにおいて、応力状態で判定した開口応力 $S_{O,f}$ とき裂端直近節点開口変位 δ_{node} を計算した。 $S_{O,f}$ および δ_{node} と F 相スリット幅 w_F の関係を、Table 4 に示す。表は、スリット幅 w_F が無限大 (単相直線モデル) から、有限値 $8\mu\text{m}$ になると、 $S_{O,f}$ の低下 ($=\Delta K_{eff}$ の増大) と δ_{node} の増大 ($=CTOD$ の増大) が生じ、き裂の伝播駆動力が上昇することを示している。 w_F が $8\mu\text{m}$ からさらに減少すると、 $S_{O,f}$ と δ_{node} の変化が逆転し、 $S_{O,f}$ の微増 ($=\Delta K_{eff}$ の微減) と δ_{node} の微減 ($=CTOD$ の微減) が生じるが、本論文で設定した最小の $w_F (=4\mu\text{m})$ でも、伝播駆動力は単相直線を上回っている。

plastic wake 内の塑性歪増大と、plastic wake 外からの変形拘束の強化は、き裂伝播駆動力の減少に関係する。 $S_{O,f}$ の増大と δ_{node} の減少を生じさせる。 w_F が減じると、塑性歪量が減少し、変形拘束が強くなると考えられるので、き裂伝播駆動力は w_F に関して単調な変化を示さないことが予想される。Table 4 における w_F と $S_{O,f}$ 、 δ_{node} との関係は、このような理由で生じたと考えられる。

すなわち、本節の計算条件では、F 相スロット内で二重すべり方位になる場合は、スロット幅が小さくても F 相単相モデル中を進展する場合と同程度以上のき裂伝播駆動力が保持されると考えることができる。

(Equivalent stress)

(Accumulated sum of slip)

(a) $w_F = 4\mu\text{m}$

(Equivalent stress)

(Accumulated sum of slip)

(b) $w_F = 8\mu\text{m}$

Fig. 20 Distributions of equivalent stress and accumulated sum of slip around the fatigue crack tip (slit models, $\beta = 0$, at the max. load point of the 6th cycle).

Table 5 Relation of the ferrite slit width w_F to the opening stress $S_{O,f}$ and the opening displacement of the adjacent node to the crack tip δ_{node} (single slip dir., $\beta = 10\text{deg.}$).

w_F (μm)	$S_{O,f}$ (MPa)	δ_{node} (μm)
4	21.7	59.4
6	20.6	62.0
8	20.6	63.4
∞	24.9	58.1

4.4.2 単一すべり方位の場合

荷重方向が単一すべり方位である場合、F 相スリット内の変形がき裂面について非対称となる。このとき、すべり変形が片方のき裂面に偏在してき裂開口挙動に及ぼす狭隘 F 相スリット幅の影響が変化し、前項の二重すべり方位の場合と異なる傾向が現れる可能性がある。本項では、単一すべり方位 $\beta = 10\text{deg.}$ を設定して、単相直線き裂モデルおよびスリットモデルのき裂端まわり変形挙動を計算した結果を示す。

Fig. 8 のスリットモデルの $w_F = 4\mu\text{m}$ について、第 6 サイクル最大荷重時での等価応力、累積剪断歪のき裂端まわり分布を Fig. 21 に示す。これらの図では、M 相の領域を太線で囲んで示してある。単一すべり方位で負荷しているため、応力、剪断歪の分布はき裂面に対して対称でなく、等価応力はき裂の左側が大きく、剪断歪はき裂の右側が大きく計算されている。しかし、二重すべり方位の場合に示された w_F と応力、剪断歪分布の関係は、本項の単一すべり方位 $\beta = 10\text{deg.}$ でも同様に成立している。

第 6 サイクルにおいて、応力状態で判定した開口応力 $S_{O,f}$ とき裂端近節点開口変位 δ_{node} を計算した結果を Table 5 に示す。Table 5 を Table 4 と比較すると、荷重方向が単一すべり方位になると、スリット幅によらず、 $S_{O,f}$ の微減と δ_{node} の微増が生じるものの、 w_F と $S_{O,f}$ 、 δ_{node} の関係は、二重すべり方位の場合と同じである。

すなわち、二重すべり方位の場合に示された、F 相スリット幅が小さくても F 相単相モデル中を進展する場合と同程度以上のき裂伝播駆動力が保持されたとの結果が、単一すべり方位を設定した場合でも得られたと考えることができる。

5.FMDP 鋼の疲労き裂伝播挙動

4.2 節の議論によれば、F 相内のき裂が M 相境界に接近するときき裂の伝播駆動力が低下し、その低下の度合いは M 相硬度が大きいほど顕著になる。また、4.3 節の議論によれば、F 相内のき裂端の直近に M 相境界がある場合は、き裂が屈曲する場合のエネルギー解放率が直線き裂であり続ける場合と同程度以上になり、相境界直前で、M 相を迂回するように屈曲する可能性が高まる。よって、F 相内を M 相境界に向かって進展するき裂は、M 相境界で屈曲して迂回するか、境界での停留を生じる可能性が高くなること、そして、M 相硬度が高いほど、M 相境界直前で伝播速度が低下し、迂回・停留が生じる確率が増大することが予想される。中島ら¹⁾の実験結果は、この予想と定性的に一致する。これは、本報告で採用した解析手法により、造船用鋼材の微視組織と疲労き裂伝播特性の関係を論ずることの有効性を支持する結果であると考えられる。

(Equivalent stress)

(Accumulated sum of slip)

 $(w_F = 4\mu\text{m})$

Fig. 21 Distributions of equivalent stress and accumulated sum of slip around the fatigue crack tip (slit models, $\beta = 10\text{deg.}$, at the max. load point of the 6th cycle).

一方、4.4節の議論によれば、塊状 M 相の隙間に存在する幅数 μm の狭隘 F 相スロットにき裂が進入した場合、スロット中のき裂の伝播速度は広い F 相内を進展する場合に比べて減速することはなく、むしろ伝播が若干加速される可能性があるかと仮定することができる。この場合、狭隘 F 相スロットを有する塊状 M 相材では、M 相境界を迂回して進展するき裂は、境界上の F 相スロットに遭遇するとそこに進入して短時間で M 相を突破できる一方、F 相スロットが存在しない扁平 M 相材では、き裂が長大な M 相境界に沿って迂回を続ける必要がある。よって、塊状 M 相材のマクロき裂伝播速度は、扁平 M 相材より大幅に大きくなると予想される。中島ら¹⁾の実験結果はこの予測と定性的に一致する。これは、上述の仮定の有効性を支持する結果であると考えることができる。

6. 結言

マルテンサイト二相鋼を想定して、マルテンサイト相とフェライト相に個別の硬化特性を与えたモデルを用いて、結晶弾塑性有限要素法によるき裂進展解析を行い、フェライト相からマルテンサイト相にき裂が進入する際のき裂伝播駆動力を評価して、二相鋼内の疲労き裂が第二相境界で停留・屈曲する現象の発現メカニズムを論じた。さらに、フェライト相狭隘スロットの内部を進展

する疲労き裂の伝播駆動力を評価し、スリット幅とき裂伝播駆動力との関係を調べることで、塊状マルテンサイト相材の伝播速度が扁平マルテンサイト相材より大幅に大きくなった原因を論じた。本研究で得られた知見は、以下のように要約できる。

1. フェライト相内を進展するき裂が第二相境界に接近すると、開口応力の上昇とき裂開口変位の減少が生じてき裂伝播駆動力が低下する。この変化の程度は、第二相の硬度が大きいほど顕著である。
2. フェライト相内を進展するき裂が第二相境界の直近まで接近すると、き裂が屈曲する場合のエネルギー解放率が、き裂が直進する場合の値と同程度以上になる。
3. 第二相の中の狭隘フェライト相スロット中を進展するき裂の伝播駆動力は、広いフェライト相内を進展する場合と同程度である。
4. 本研究の解析結果から、塊状マルテンサイト相材では、き裂がマルテンサイト相内の狭隘フェライトスロットをすり抜けるためき裂伝播速度が低下しない一方、扁平マルテンサイト相材ではき裂伝播経路長が長大になってき裂伝播速度の顕著な低下が得られるとの予想が導かれる。この予想は、中島ら¹⁾の実験結果と定性的に一致する。これは、本研究の解析手法の有効性を支持する結果であると考えることができる。

7. 謝辞

本研究の一部は、新日本製鐵株式会社と大阪大学の共同研究として実施された。本論文の終わりに臨み、研究にあたり多大なご助力を賜りました、新日本製鐵株式会社鉄鋼研究所・鋼材第二研究部の関係各位に厚く御礼申し上げます。

参考文献

- 1) 中島清孝, 野瀬哲郎, 長谷川俊永, 石川忠: “フェライト/マルテンサイト二相組織鋼板の疲労き裂伝播特性”, CAMP-ISIJ, 16 (2003) p.1587.
- 2) Gall K., Sehitoglu Huseyin and Kadioglu Y.: Acta Materialia, 44 (1996) pp.3955–3965
- 3) Potirniche G.P. and Daniewicz S.R.: International Journal of Fatigue, 25 (2003) pp.877–884
- 4) 大沢直樹, 上野大輝, 下池亮, 橋本聖史, 稲見彰則: “造船用鋼材の繰返し軟化特性とき裂伝播速度の関係に関する一考察”, 日本船舶海洋工学会論文集, 4 (2006) pp.257–267.
- 5) Peirce D., Asaro R.J. and Needleman A., Acta metall., 31 (1983) pp.1087–1179.
- 6) Needleman A.: “Finite Element for Finite Strain Plasticity Problems” Brown University Report MRL E-134 (1981).
- 7) 大野好和, 大沢直樹, 富田康光, 橋本聖史: “貫通き裂開閉口挙動の3次元数値解析” 日本造船学会論文集, 195 (2004) pp. 253–262.
- 8) Wu J. and Ellyin F.: Int. J. Fracture, 82 (1996) pp. 43–65.