三次元き裂進展自動解析システムの構築*

(第 2 報, き裂進展解析システムとき裂進用有限要素法モデル生成)

岡田 裕^{*1}, 河合 浩志^{*2}
徳田 貴志^{*3}, 福井 泰好^{*4}

Development of Automated Crack Propagation Analysis System (2nd Report, the Crack Propagation Analysis System and Finite Element Model Generation for the Crack Propagation)

Hiroshi OKADA^{*5}, Hiroshi KAWAI,
Takashi TOKUDA and Yasuyoshi FUKUI

^{*5} Faculty of Science and Technology, Department of Mechanical Engineering, Tokyo University of Science,
2641 Yamazaki, Noda-shi, Chiba, 278-8510 Japan

The authors have been developing a fully automated three-dimensional crack propagation analysis system. Although three-dimensional finite element analyses have become a common tool in the industries to perform design analyses, there still exist many difficulties in performing three-dimensional crack propagation analyses. That is because, although fully automatic mesh generation techniques are available for tetrahedral finite elements, hexahedral elements are commonly used in three-dimensional crack analyses. Furthermore, the analysis models tend to be large in their scales. The key components of present analysis system are the mesh generation software and virtual crack closure-integral method (VCCM) for the second-order tetrahedral finite element. VCCM is an energetic method to compute the stress intensity factors. In this paper, methodologies in automatic mesh generation for crack propagation analysis are described in detail and some numerical examples are presented.

Key Words: Finite Element Method, Crack Propagation, Stress Intensity Factors, Computational Mechanics

1. 緒 言

エネルギー機器や種々の社会的インフラストラクチャーの経年化とそれらの構造健全性の保証は大変重要な課題である(例えば, 文献⁽¹⁾)。それらの代表的な構造損傷は疲労や応力腐食割れによるき裂の発生と進展(拡大)である(例えば, 文献⁽¹⁾⁽²⁾)。き裂損傷に対する構造健全性評価を適切に行うため, 有限要素法による応力解析とそれに基づくき裂パラメータ(応力拡大係数や J 積分)評価が行われる。文献⁽³⁾⁽⁴⁾にあるように, 複雑な形状を有する部位にき裂損傷が発生する。

一方, 近年のコンピュータハードウェアの急速な進歩により, 解析実行可能な解析モデル規模が年々大型化している。パーソナルコンピュータでも数十~百万

自由度レベルの三次元固体力学解析を容易に実行することが可能である。その際, 有限要素法モデル生成は CAD で生成されたソリッドモデルデータからメッシュ生成ソフトウェアで行うことが一般的である。

有限要素法解析モデルの自動生成手法は原理的に四面体有限要素だけに対応することができ(谷口⁽⁵⁾など), 三次元固体力学解析で四面体有限要素の使用が一般的になりつつある。しかしながら, つい最近でも実用的な三次元破壊力学解析の多く(例えば, 革新的実用原子力技術開発費補助事業報告書⁽⁶⁾⁽⁷⁾)は六面体有限要素によって実行されてきた。その理由として, 破壊力学解析に従事する技術者や研究者の多くは六面体有限要素が四面体有限要素に比べて精度に優れると考えているであろうこと, 破壊力学パラメータ計算手法のプログラム実装が六面体有限要素に対して提案されてきたこと(文献⁽⁸⁾⁽⁹⁾), さらに, 商用有限要素法ソフトウェア(例えば, 資料⁽¹⁰⁾)が破壊力学解析で六面体有限要素の使用を要求することが考えられる。そこで, 筆者らは, 四面体 2 次要素用の仮想き裂開口積分法(Virtual Crack Closure-Integral Method; VCCM)を提案し, 三次元き裂問題へ適用してきた⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。さらに, 節

* 原稿受付 2010 年 7 月 30 日。

^{*1} 正員, 東京理科大学理工学部機械工学科(〒278-8510 野田市山崎 2641)。

^{*2} 東京大学大学院工学系研究科システム創成学専攻(〒113-8656 東京都文京区本郷 7-3-1)。

^{*3} 鹿児島大学大学院理工学研究科機械工学専攻(〒890-0065 鹿児島市郡元 1-21-40)。

^{*4} 正員, 鹿児島大学大学院理工学研究科機械工学専攻。

E-mail: hokada@rs.noda.tus.ac.jp

点群をベースとする, 三次元き裂問題に対する有限要素法解析モデル生成手法を提案し, き裂が三次元的曲面を持つ場合でも適用可能なことを示した⁽¹³⁾. また, 河合ら⁽¹⁴⁾では, き裂進展問題に対する有限要素法解析モデル生成に関する基本的な考え方が示された. しかしながら, 河合ら⁽¹⁴⁾はき裂の成長とともにき裂前縁形状の近似精度やき裂前縁近傍に配置された有限要素のアスペクト比が悪化するという問題があった.

筆者らは, き裂進展解析システムの開発を進めてきた. その中で, き裂進展に伴う有限要素法解析モデルの更新がその中心的役割を担う. そのため, 河合ら⁽¹⁴⁾の手法を改良し, VCCM 計算結果に基づくき裂形状の更新手法や, き裂進展後の有限要素のアスペクト比やき裂前縁形状の近似精度の悪化が少ない有限要素法解析モデルの生成手法の開発を進めてきた. 本報では, き裂進展解析システムの概要と有限要素法解析モデル生成に関する詳細について議論し, さらに, 例題として丸棒と平板の表面き裂進展問題解析を示す. 本報で報告する解析システムにより, 完全自動で疲労や応力腐食割れ問題に対するき裂進展解析の実施が可能になる.

2. き裂進展解析システム

本研究で構築してきたき裂進展解析システムの構成を図1に示す. 前報⁽¹³⁾で報告したき裂解析システムにき裂進展機能を追加したものである. 図1は解析システムが有するプログラム/モジュールと入出力データセットの関係を表したものである. 進展き裂に対する有限要素法解析モデル生成は, 大まかに分けると, き裂進展による新しい節点群の生成, それらの前き裂進展ステップで用いたき裂節点群への合体, 不要となる節点の削除, デローニ法を使用した四面体有限要素に

よる有限法解析モデルの生成のステップからなる. さらに, 本き裂進展解析システムは, 境界条件の指定, 有限要素法解析, 解析結果に基づき仮想き裂開口積分法 (VCCM)⁽¹¹⁾⁽¹²⁾による応力拡大係数の計算と, き裂進展速度と進展方向の予測を行うプログラムから構成される.

本解析システムでは, 解析モデルの大規模化に対応するために有限要素法解析を並列有限要素法解析プログラム ADVENTURE_Solid⁽¹⁵⁾を使用して PC クラスタ上で行う. その他の応力拡大係数の算出や有限要素法解析モデルの生成は Linux PC 上で実行し, 有限要素法解析の入力ファイルと解析結果の出力ファイルの送受信を, LAN を介して行う. 図1に示すように, 各プログラムはそれぞれの入出力データによって連結され, き裂進展解析を自動実行する.

次章では, き裂進展に係る有限要素法解析モデルの生成手法の詳細について述べる.

3. き裂進展に伴う有限要素法解析モデルの生成

本章では, き裂進展に伴う有限要素法解析モデルの生成について述べる. 本研究では, 河合ら⁽¹⁴⁾のように前のステップまでのき裂面に関する幾何学的情報を保持しつつ, 毎き裂進展ステップごとに有限要素法解析モデルを新たに生成する. ところが, 有限要素法解析の結果から VCCM で計算する応力拡大係数には様々な理由で数値誤差が含まれる. その誤差は, 岡田ら⁽¹¹⁾で示したように, 応力拡大係数の分布を表したグラフ上で細かい振動として現れる. そのような応力拡大係数から予測したき裂進展速度とキック角にも誤差が含まれることが懸念される. そのため, 最小二乗法をき裂進展量や進展後き裂形状の平滑化に使用する.

以下に, き裂節点群に基づくき裂メッシュの生成の

Fig. 1 Software design and data flow of proposed crack propagation analysis system

概要, き裂進展方向と速度の予測, 平滑化を伴うき裂進展量や進展後き裂形状の決定法等の詳細を示す。

3・1 き裂節点群に基づくき裂メッシュ生成の概要
前報⁽¹³⁾で報告したように, き裂を, き裂を表すき裂節点群によって表す。その際き裂前縁は節点 $((x^{I_{Front}}, y^{I_{Front}}, z^{I_{Front}}), I_{Front}=1, 2, 3, \dots, N_{Front})$ を繋ぐ線分によって定義する。き裂前縁節点間の距離はほぼ一定となるよう与えることとし, ここではその距離を Δ_{Front} と書く。また, き裂面の形状も節点群で表す。これらが, き裂の幾何形状情報である。

それらをき裂法線方向に重ね合わせてき裂節点群を生成し, 構造全体を表す全体節点群と合体した後, デローニ法⁽⁹⁾によるメッシュ生成を行う。さらにき裂前縁で有限要素の細分割を行う。き裂面内の有限要素各面の配置とき裂面上の節点群を図2に模式的に表す。

3・2 応力拡大係数の計算とき裂進展速度と進展方向の予測 応力拡大係数は有限要素法解析モデルのき裂前縁に配置された各要素に対して算出される⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。三次元き裂問題では, 図3に示すようにき裂キンクとねじれ角をき裂前縁各点で決定する必要がある。例えば, Richardら⁽¹⁶⁾ではキンク角 (ϕ) やねじれ角 (ψ) の予測式を次のように与えている。

$$\phi = \left[140^\circ \left(\frac{|\Delta K_{II}|}{\Delta \bar{K}} \right) - 70^\circ \left(\frac{|\Delta K_{II}|}{\Delta \bar{K}} \right)^2 \right] \times \text{sgn}(\Delta K_{II} / \Delta K_I) \quad (1)$$

$$\psi = \left[78^\circ \left(\frac{|\Delta K_{III}|}{\Delta \bar{K}} \right) - 33^\circ \left(\frac{|\Delta K_{III}|}{\Delta \bar{K}} \right)^2 \right] \times \text{sgn}(\Delta K_{III} / \Delta K_I) \quad (2)$$

ただし, $\Delta \bar{K} = \Delta K_I + |\Delta K_{II}| + |\Delta K_{III}|$ である。

さらに, 等価応力拡大係数振幅 (ΔK_{eq}) から Paris

則⁽¹⁷⁾でき裂進展速度 (da/dN) を予測する。

$$\Delta K_{eq} = \frac{\Delta K_I}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{\Delta K_I^2 + 4(\alpha_1 \Delta K_{II})^2 + 4(\alpha_2 \Delta K_{III})^2} \quad (3)$$

$$(\alpha_1 = 1.155, \alpha_2 = 1)$$

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K_{eq})^n \quad (4)$$

式 (4) 中の C , n は材料定数である。例えば, 発電用原子力設備規格持規格⁽¹⁸⁾によれば, それらは室温中のステンレス鋼 (例えば, SUS316) に対して $C = 2.05 \times 10^{-12}$ と $n = 3.3$ が典型的な値として知られている。ただし, き裂のねじれ角を考慮すると, き裂前縁形状がファクトリーループ状き裂⁽¹⁹⁾のように不連続になることを考慮しなければならず, 現在の三次元き裂解析の枠組みで表現することができない。そのため, 本研究ではき裂のキンク角 (ϕ) だけを考慮する。その他, 疲労き裂進展に関するき裂のキンク角の予測や等価応力拡大係数の計算方法は種々提案されている (例えば, 文献⁽²⁰⁾)。

以上の議論から, き裂前でのき裂進展速度をベクトル表記することができ, その成分と絶対値を (da_x/dN , da_y/dN , da_z/dN) と da/dN で表す。

3・3 き裂進展量の決定 1回のき裂進展ステップでの最大き裂進展長さを, 3・1節で定義した要素細分化前のき裂前縁節点間の距離 (Δ_{Front}) から与える。

VCCM 計算の精度を確保するため, き裂前縁近傍でき裂面が滑らかな領域を十分大きく設定する必要がある。そのため, き裂前縁近傍の有限要素寸法に対して数倍のき裂進展長さを与える。本研究では1き裂進展ステップあたりの最大き裂進展長さ Δa_{Max} を Δ_{Front} の3倍とした ($\Delta a_{Max} = 3\Delta_{Front}$)。これより, き裂前縁各点のき裂進展速度の最大値からこのステップの繰返し荷重サイクル数 (N_K ; K はき裂進展ステップ

Fig. 2 Arrangements of nodal points to define the crack front geometry and finite elements on the plane of the crack

Fig. 3 Kink and tilt angles of crack

数) を定める. き裂前縁で da/dN の最大値を $(da/dN)_{Max}$ とすれば, N_K を次式で定める.

$$N_K = \frac{\Delta a_{Max}}{(da/dN)_{Max}} \quad (5)$$

以上より, き裂前縁各点のき裂進展量をベクトル表示することができ, 以下の議論でき裂進展ベクトルとよぶ.

$$(\Delta a_x, \Delta a_y, \Delta a_z) = N_K \left(\frac{da_x}{dN}, \frac{da_y}{dN}, \frac{da_z}{dN} \right) \quad (6)$$

3・4 き裂進展ベクトルの平滑化 はじめに, 式 (6) によって有限要素法解析モデルのき裂前縁位置 (節点またはき裂前縁セグメント) で算出されたき裂進展ベクトルを, き裂前縁形状を定義する各節点に与える. それぞれから空間距離の近い N_{Ave} 個の有限要素法解析モデルのき裂前縁位置で算出されたき裂進展量ベクトルの平均値を用いる.

次に, それらの値から最小二乗近似を行い, き裂前縁形状を定義する節点のき裂進展量に対して平滑化を行う. そのために, き裂前縁と物体の自由表面の交差点を原点とするき裂前縁の距離座標 s を定義し, 使用する. き裂前縁形状を定義する各節点について, s 座標値の近い N_{LSQ} 個の節点からき裂進展ベクトルを最小二乗法近似により s の二次式で表し, その二次式から各節点毎にき裂進展ベクトルを再計算する. このようにして平滑化されたき裂進展ベクトルを $(\Delta a_x^{I_{Front}}, \Delta a_y^{I_{Front}}, \Delta a_z^{I_{Front}})$ で表す.

以上の概要を図4に模式的に示す.

3・5 進展後き裂前縁形状の生成 前節のき裂進展ベクトルを用い, 図4や5に示すようにき裂前縁座

標を更新し, $(\bar{x}^{I_{Front}}, \bar{y}^{I_{Front}}, \bar{z}^{I_{Front}})$ と表す.

ところが, き裂前縁形状を定義する各節点の座標値をそれらのき裂進展量に基づき更新し続けると, 例えば板材の表面き裂のような場合, 節点どうしの距離が大きくなり離れてしまう. その結果, き裂前縁で生成される有限要素のアスペクト比の悪化が懸念される. そこで, 節点間の距離 Δ_{Front} をほぼ一定に保つため, 以下のようにき裂前縁の節点数とそれらの座標を再定義する.

はじめに, 更新された節点座標を利用し, き裂前縁の距離座標 ($\hat{s}$) を再定義する. 次に, き裂前縁形状を定義する節点の距離座標値を, それらの間の間隔が距離座標 ($\hat{s}$) 上で一定値 (Δ_{Front}) となるよう与える. 更新されたき裂前縁形状を定義する節点の総数を $\hat{N}_{Front}$, それぞれの $\hat{s}$ 座標値を $\hat{s}_{J_{Front}}$ ($J_{Front}=1, 2, 3, \dots, \hat{N}_{Front}$) とする. 新しい節点 J_{Front} の座標値 ($\hat{x}^{J_{Front}}, \hat{y}^{J_{Front}}, \hat{z}^{J_{Front}}$) を決定するため, その近傍のき裂前縁形状を, $\hat{s}_{J_{Front}}$ の近い N_{LSQ} 個の節点座標値から最小二乗法により $\hat{s}$ に関する二次関数による近似式で表す. その近似式を用いて新しい節点座標値 ($\hat{x}^{J_{Front}}, \hat{y}^{J_{Front}}, \hat{z}^{J_{Front}}$) を決定する. 以上により, ほぼ等間隔に置かれた節点でき裂前縁形状が定義される (図5).

3・6 き裂進展による新しい節点群の生成 前節までで定義した新しいき裂前縁形状に従い, き裂進展による新しいき裂節点群を生成する. はじめに, 図5に示した進展後き裂前縁形状を定義する各節点からき裂進展方向に沿って節点を数点配置する. 例えば本論文における例題では, き裂前縁近傍でき裂面の滑らかな部分を十分大きく設定することができるよう最大き裂進展量を $3\Delta_{Front}$ と設定した. 節点を各き裂前縁からき裂側に2点, リガメント側に3点等間隔に配置した (図6参照). さらに, 各節点をその法線ベクトル方向にき裂の両側に, 数層ずつコピーした節点群を追加する. 本報の例題では3層とし, それらの間の距離

Fig. 4 Smoothing the crack propagation vector data based on the stress intensity factors that are evaluated by VCCM

Fig. 5 Generation of new crack front geometry based on the crack extension vectors and least square method

は $1 \sim 1.5 \Delta_{\text{Front}}$ としている。

以上のプロセスから、半楕円き裂の場合は図7(a)のようにリングを半分にしたような節点群配置を得る。このように節点群を生成することで、VCCM計算⁽¹⁾⁽¹²⁾に必要なき裂前縁節点配置を得ることができる。

3・7 き裂進展による新しい節点群の既存のき裂節点群への合体 図7(a)のようなき裂進展節点群を図7(b)のような既存のき裂節点群に合体する。既存のき裂モデル節点群と新規に生成したき裂進展節点群の占める領域に重なりが生ずる領域では、既存モデル節点群中の節点を消去する。既存モデル節点と新規節点の間の距離が、 Δ_{Front} の0.6~1.5倍未満の場合、既存節点を消去する。図7(c)に合体後の節点群を示す。

3・8 有限要素法解析モデルの生成 前報⁽¹³⁾と同様、き裂を表す節点群を全体モデル(図8(a))に合体し、デローニ法⁽⁶⁾によって全体モデルを生成する。その結果、図8(b)のような有限要素法解析モデルを得る。

4. 数値解析例

本章では、Newman and Raju⁽²¹⁾による表面き裂の進展問題と提案のき裂進展プログラムによる解析結果の比較を行い、さらに、丸棒のねじり問題におけるき裂進展解析例を示す。前者では、提案のき裂進展解析プログラムによる解析結果が信頼性を有すること、後者ではき裂が配置された物体表面の曲率やき裂のキンクがあってもき裂進展解析が可能であることを示す。

Fig. 6 Newly generated nodal points on the crack face and its extended plane for crack propagation

Fig. 7 Groups of nodal points for the extended part of the crack and those before and after the extend part is merged

なお、本報の解析では、き裂進展に係るパラメータ Δ_{Front} を初期き裂の表面幅の1/20程度に設定し、 N_{Ave} は40、 N_{ISO} は10とした。これらのパラメータの設定によっては、必要以上のスムージングによりき裂形状を変えてしまう恐れがある。今回の解析ではき裂がほぼ半楕円形状になることが予想され、矛盾の無い結果が得られている。よって、それらパラメータの設定値が最適ではなくても適切であったと考えられる。

4・1 引張を受ける平板のき裂進展解析 図9に初期き裂形状を含む解析モデル概要を表す。初期き裂のアスペクト比(き裂の深さ b と表面寸法 a の比、 b/a は1.0、0.8と0.65の3通り、板厚—き裂表面寸法 a の比 a/t を0.1とした。き裂進展速度を予測する式(4)中の定数 n はNewman and Raju⁽²¹⁾と同じ値、4とした。ただし、文献⁽²¹⁾中では物体内部と表面部で平面ひずみと平面応力状態の違いを表現するため、定数 C を表面部で最深部の0.9ⁿとしているが、本報の解析ではき裂前縁全ての点で同じ値を用いた。文献⁽²¹⁾中では、き裂進展量と繰返し荷重サイクル数の関係が示されていないのでき裂形状に関する比較だけを行った。

図10に、初期き裂のアスペクト比 b/a が1.0の場合の有限要素法モデルと進展後のき裂形状を示す。図10からは、ほぼ半だ円形となり、き裂が成長することがわかる。ただし、形状を表すためなので、図10(a)と(b)で図中に示すようにそれらのスケールは異なる。なお、初期状態での総要素数と節点数は45万と55万程度であった。き裂成長とともにそれらは増加し、き裂深さが板厚の80%弱となる最終ステップでは80万と115万程度になった。き裂進展に伴うき裂のアスペクト比 b/a と、き裂深さと板厚の比 b/t の変化を図11に示す。図11はき裂進展に伴うき裂形状の変化を表す。図11に本解析の結果とNewman and Raju⁽²¹⁾の比較も示す。Newman and Raju⁽²¹⁾と本解析の結果を比較すると、本解析の方がき裂のアスペクト比 b/a が0.1~0.15程度小さな値を保ちながらき裂が進展していく。なお、図11では、Newman and Raju⁽²¹⁾中の図から値を読み取り作図を行った。Newman and Raju⁽²¹⁾では

(a) Points for the global model (b) A finite element model with a crack

Fig. 8 A group of nodal points for the global model and a finite element model with a crack

(a) Analysis model geometry (b) Finite element mesh

Fig. 9 Surface crack propagation problem to compare with the analyses of Raju and Newman⁽²¹⁾

き裂最深部と表面部で異なるき裂進展則を仮定しているが、本解析では同じとしたのでき裂表面部の進展速度が速くなるためと思われる。今後、種々の問題へ応用に際してき裂前縁全域で同一のき裂進展則を使用すべきか検討すべきであろう。

4・2 振りや引張を受ける丸棒のき裂進展解析

図12に振りや引張を受ける丸棒のき裂問題を表す。初期き裂のアスペクト比 (a/b) は1.0, 軸方向に対して垂直な場合と角度 $\pi/8$ 傾いた場合の解析を行う。初期き裂が丸棒の断面に対して傾きを持つ場合、軸方向荷重のみを仮定した。初期き裂が丸棒の垂直断面内の場合、軸荷重と振りトルクを同時に与えた。それぞれ、き裂がキンクして進展することを想定した問題である。き裂の無い丸棒中と表面に軸応力とせん断応力振幅 $\Delta\sigma = \Delta\tau = 140 \text{ MPa}$ を発生する軸荷重と振りトルクの振幅を $\Delta\bar{F}$ と $\Delta\bar{T}$ とし、それらを一定割合ずつ同時に負荷する。表1に本例題の負荷状態を示す。図13に典型的な解析モデルを示す。図13は傾いた初期き裂

(b) After crack propagation: $a/t = 1.014$
Fig. 10 Evolution of crack shape after its growth (initial aspect ratio $b/a = 1$)

Fig. 11 Evolution of crack aspect ratio and depth

Fig. 12 Problems of circular bar subject to tension and/or torsion

Table 1 Summary of the loading conditions for the problems of cylindrical bar

Analysis Case	Axial force	Torque
Inclined crack (angle: $\pi/8$)	$\Delta\bar{F}$	0
Normal crack	$0.8 \times \Delta\bar{F}$	$0.2 \times \Delta\bar{T}$

$\Delta\bar{F}$ produces the normal stress of $\Delta\sigma = 140 \text{ MPa}$.

$\Delta\bar{T}$ produces the torsional stress of $\Delta\tau = 140 \text{ MPa}$.

Fig. 13 A typical finite element mesh for the problem of circular bar (initial state for the inclined crack case)

の場合である。き裂が丸棒に垂直な場合やき裂進展後でも、き裂の近傍以外の要素分割は同じである。

Paris 則の定数はステンレス鋼を仮定し、 $C=2.05 \times 10^{-12}$ と $n=3.3$ を使用した。

図 14 と図 15 にそれぞれの場合におけるき裂進展の様相を示す。き裂はそれらの初期状態からキンクし、

例えば、初期状態で傾いたき裂が軸荷重を受ける場合は、丸棒に対して垂直な方向にき裂が進展する(図 14)。すなわち、モード I 応力拡大係数が支配的となるような向きにき裂が進展する。軸荷重と振りトルクが同時に作用する場合は、き裂が傾いた向きに進展していく(図 15)。なお、図中に参考として、本解析システムで計算した繰返し荷重サイクル数を示す。き裂の大きさの拡大とともに、1 荷重サイクルあたりのき裂進展量が大きくなるので、1 き裂進展解析ステップあたりの荷重サイクルが少なくなる。他の解析や実験結果と定量的な比較をすることは困難であるが、定性的には妥当な解析結果を得たと考えられる。

総節点数と要素数は、初期状態で両問題ともに約 70 万と 51 万、15 ステップのき裂進展後で約 106 万と 76 万である。き裂進展とともに、き裂に関する節点が増加するため、総節点と要素数も増加する。

5. 結 言

本報では、開発したき裂進展システムの詳細な内容と、例題解析結果を示した。四面体有限要素法解析の

Fig. 14 Evolution of crack face during the fatigue crack growth for the initially inclined crack problem

Fig. 15 Evolution of crack face during the fatigue crack growth for the initially normal crack problem

結果から得られる応力拡大係数には様々理由で誤差が含まれる⁽¹¹⁾。そのため、本報で報告したようなき裂進展量や方向、そして、進展後き裂前縁形状の平滑化処理が必要である。

今後は、より複雑なモデル形状に対応するため、より一般的な曲面形状への対応できるよう手法を改良する予定である。また、き裂のキンク角が大きい場合は、本報の解析で使用したデローニ法によるき裂メッシュ生成が困難な場合がある。そこで、今後、拘束デローニ法⁽²²⁾をき裂モデル生成に応用し、よりロバストなき裂モデル生成手法を構築する予定である。問題中に複数のき裂や残留応力を有する場合の解析も本論文の手法の拡張により解析が可能になるので今後の課題としたい。

最後に、本論文で紹介した平板中のモードIき裂進展解析は東京理科大学理工学研究科機械工学専攻修士課程、金子修平君に実施して頂いたことに感謝する。

文 献

- (1) Atluri, S. N., Sampath, S. G., Tong, P. ed., *Structural Integrity of Aging Airplanes*, (1991), p. 37, Springer-Verlag.
- (2) Yagawa, G. ed., *Structural Engineering Handbook*, (2004), p. 157, Maruzen.
- (3) Spievak, L. E., Wawrzynek, P. A., Ingraffea, A. R., Lewicki, D. G., Simulating Fatigue Crack Growth in Spiral Bevel Gears, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 68 (2001), 53-76.
- (4) Morita, A., Kagawa, H., Sugawara, M., Kondo, Y., Kubo, S., Evaluation of Corrosion Fatigue Crack Propagation Life at Low-Pressure Turbine Groove, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 73 (2006), 1615-1628.
- (5) Taniguchi, T., Moriwaki, K., *Automatic Mesh Generation for 3-D FEM*, (2006), Morikita.
- (6) Yamana, M., Ohta, T., Iwamoto, Y., Ogawa, N., Ishii, K., Ushio, M., Nakacho, K., Development of New Measuring Method of 3-Dimensional Residual Stress and Crack Propagation Simulation Method for Complex Welding Structure, *Innovative and Viable Nuclear Energy Technology (IVNET) Development Report*, (2004), The Institute of Applied Energy.
- (7) Yamana, M., Ohta, T., Iwamoto, Y., Ogawa, N., Ishii, K., Ushio, M., Nakacho, K., Development of New Measuring Method of 3-Dimensional Residual Stress and Crack Propagation Simulation Method for Complex Welding Structure, *Innovative and Viable Nuclear Energy Technology (IVNET) Development Report*, (2005), The Institute of Applied Energy.
- (8) Nikishkov, G.P., Atluri, S.N., Calculation of Fracture Mechanics Parameters for an Arbitrary Three-Dimensional Crack, by the 'Equivalent Domain Integral' Method, *Int. J. Numer. Meth. Engng.*, Vol. 24 (1987), pp. 1801-1821.
- (9) Shivakumar, K.N., Tan, P.W., Newman, Jr., J.C., A Virtual Crack-Closure Technique for Calculating Stress Intensity Factors for Cracked Three Dimensional Bodies, *Int. J. Fracture*, Vol. 36 (1988), pp. R43-R50.
- (10) MSC Software Corporation, *MSC Marc Volume A-Theory and User Information Version 2003*, (2003), MSC Software Corporation.
- (11) Okada, H., Araki, K., Kawai, H., Stress Intensity Factor Evaluation for Large Scale Finite Element Analysis (Virtual Crack Closure-Integral Method (VCCM) for Tetrahedral Finite Element), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 73, No.728 (2007), pp. 498-505.
- (12) Okada, H., Araki, K., Kawai, H., Stress Intensity Factor Evaluation for Large Scale Finite Element Analysis (Virtual Crack Closure-Integral Method (VCCM) for Mixed Mode / Complex Shaped Crack Using Tetrahedral Finite Element), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 73, No.733 (2007), pp. 997-1004.
- (13) Tokuda, T., Kawai, H., Okada, H., Fukui, Y., Development of Automated Crack Propagation Analysis System (1st Report, Outlines of the System and Finite Element Model Generation), *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 76, No. 770 (2010), pp. 1255-1262.
- (14) Kawai, H., Okada, H., Araki, K., A Mesh Generation Technique for Three Dimensional Crack Propagation Analysis Using Virtual Crack Closure-Integral Method (VCCM) and Tetrahedral Finite Element, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 74, No.742 (2008), pp. 819-826.
- (15) ADVENTURE Project, "ADVENTURE", ADVENTURE Project, available from <<http://adventure.sys.t.u-tokyo.ac.jp/jp/>>, (accessed 2010-4-1).
- (16) Richard, H. A., Fulland, M., Buchholz, F. G., Schöllmann, M., 3D Fracture Criteria for Structures with Cracks, *Steel Research*, Vol. 74, (2003), pp. 491-497.
- (17) Paris, P., Erdogan, F., A Critical Analysis of Crack Propagation Laws, *J. Basic Engng.*, Vol. 85, (1963), pp. 528-534.
- (18) Japan Society for Mechanical Engineers, *Codes for Nuclear Power Generation Facilities -Rules on Fitness-for-Service for Nuclear Power Plants-*, JSME S NA1-2004, (2004), p.E-2-4, Japan Society for Mechanical Engineers.
- (19) Lazarus, V., Leblond, J.-B., Mouchrif, S.-E., Crack Front Rotation and Segmentation in Mixed Mode I+III or I+II+III. Part I: Calculation of Stress Intensity Factors, *J. Mech. Phys. Solids*, Vol. 49, (2001), pp. 1399-1420.
- (20) Quan, J., Fatemi, A., Mixed Mode Fracture Crack Growth: A Literature Survey, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 55, (1996), pp. 969-990.
- (21) Newman, Jr. J.C., Raju, I.S., An Empirical Stress-Intensity Factor Equation for the Surface Crack, *Eng. Fract. Mech.*, Vol. 15, (1981), pp. 185-192.
- (22) Si, H., Constrained Delaunay Tetrahedral Mesh Generation and Refinement, *Finite Elements in Analysis and Design*, Vol. 46 (2010), pp. 33-46.