

平成 30 年度 博士論文

動的陽解法を用いたき裂を含む防撓パネル構造の
最終強度評価に関する研究

(Ultimate Strength Evaluation for Cracked Stiffened Panel Structure
using Dynamic Explicit Method)

平成 31 年 3 月

広島大学大学院工学研究科

輸送・環境システム専攻

構造システム研究室

D 131887 瀬戸山 雄

目次

第 1 章	緒論	1
1.1	研究背景	1
1.2	既往の研究例	2
1.3	本研究の意義	4
1.4	本論文の概要と構成	5
第 2 章	防撓パネルの最終強度解析における動的陽解法の適用	7
2.1	静的解法と動的陽解法	8
2.1.1	静的解法	8
2.1.2	動的陽解法	9
2.2	動的陽解法の最終強度解析への適用課題	12
2.3	動的陽解法による防撓パネルの最終強度解析	12
2.3.1	解析条件	13
2.3.2	動的陽解法と静的解法の実験強度比較	18
2.3.3	初期たわみの有無による最終強度への影響	20
2.4	第 2 章結言	22
第 3 章	き裂を有するパネルの FEM によるモデル化と最終強度解析	23
3.1	シェルソリッドモデル	23
3.2	シェルモデルによるき裂を有するパネルの解析	26
3.2.1	解析対象	26
3.2.2	き裂を含むパネルの最終強度解析	26
3.3	シェルソリッドモデルによるき裂を有するパネルの解析	29
3.3.1	シェルソリッドモデルの精度検証	29
3.3.2	き裂接触を考慮した最終強度解析	33
3.3.3	き裂長さの影響	35
3.3.4	き裂位置の影響	37
3.4	第 3 章結言	38
第 4 章	引張および圧縮荷重を受けるき裂損傷を有する矩形パネルの崩壊挙動	39
4.1	き裂を有する矩形パネルモデル化	39
4.2	アスペクト比の違いによる圧縮の基礎的挙動	40
4.3	引張り・圧縮の繰り返し最終強度解析	42
4.3.1	繰り返し荷重における最終強度	42
4.3.2	引張ひずみの影響	46
4.3.3	アスペクト比の影響	48

4.3.4	パネル板厚の影響.....	51
4.4	第4章結言.....	54
第5章	き裂損傷を有する防撓パネル構造の圧縮残存強度評価.....	55
5.1	き裂を有する防撓パネル構造のモデル化.....	55
5.1.1	連続防撓パネルモデル.....	55
5.1.2	貫通き裂のモデル化.....	57
5.1.3	LS-DYNA 使用時の周期連続条件の設定.....	59
5.2	解析結果と考察.....	61
5.2.1	幅方向き裂.....	66
5.2.2	防撓材方向き裂.....	73
5.3	第5章結言.....	81
第6章	結言.....	83
参考文献	85
謝辞	90
付録A	き裂を有する防撓パネルの最終強度時変形図.....	91

第1章 緒論

1.1 研究背景

構造物の設計は、製造過程やその供用中に所要の性能を損失しないことを第一の指標として行なわれる。船体や橋梁などの大型の構造物は破損時のリスクが非常に大きく、また一方で部材の数や寸法が建造コストに大きく影響するため、安全かつ合理的な設計と適切な強度評価が必要となる。

船体や橋梁などの鋼構造物は一般的に多数のパネルや防撓パネルなどの部材から構成され、部材間は溶接によって接合される [1]。これらの構造部材は供用中に引張および圧縮の繰返し荷重を受け、疲労き裂や小規模な欠陥が生じることがある [2]。損傷を含む構造は、健全な状態と比較して引張り強度に留まらず曲げや座屈・最終強度に影響を及ぼし、大規模な損傷ひいては構造全体の崩壊に繋がる危険性がある。

国際航海に従事する船舶の安全確保のための構造・設備の技術基準は SOLAS (International Convention for the Safety of Life at Sea) で定められているものの、船体構造に関する具体的な要件は定められておらず、船級協会または主管庁の定める規則に委任されていた。この中で、西暦 2000 年頃に欧州海域でオイルタンカーによる重大海洋汚染事故が相次いで発生した。船齢 25 年を超える老朽船であり、適切に検査・修繕されたのか、その後の船体強度の査定は充分だったかが不明確なこと、船舶の安全に責任を有する旗国が船体強度に関して評価する手段を持っていない実態が指摘され、「北大西洋の荒天を 25 年間運航しても壊れない船体であるべき」という目標指向型基準が IMO (International Maritime Organization) に提案された。

これを受けて発行された、新造船のための目標指向型の構造基準 GBS (Goal-based Standard for New Ship Construction) [3]は、Fig. 1-1 に示す 5 階層から成り、船体構造が有すべき安全目標とその達成に必要な機能要件を定めている。このうち、Tier1 では新造船における設計および製造基準、達成すべきゴールが示され、Tier2 においてゴールを達成するために構造規則が持つべき機能要件が示されている。Tier3 では Tier4 の検証を、Tier4 では現行の船舶に対する実際の規則を、Tier5 では業界標準や実施細則などを示している。

Tier2 に示された構造規則が持つ機能要件の 1 つとして、き裂などの局部損傷が存在してもこれが構造全体の崩壊に繋がらないような、冗長性のある設計を求めている。したがって、船体構造におけるデッキや船底パネルなど、その損傷が船体全体の崩壊につながる重要な構造部材において、き裂などの損傷を有する場合の強度評価は重要な課題である。

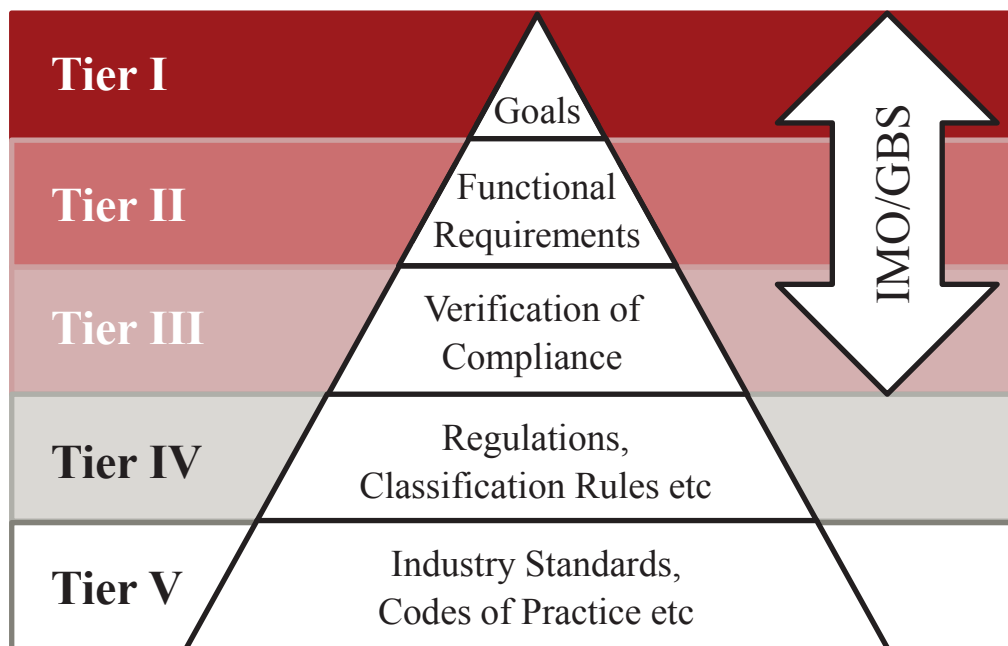


Fig. 1-1 IMO : Goal-Based new ship construction standards

き裂損傷を有する防撓パネルの最終強度を局所的に評価する場合、引張荷重における損傷の影響はその欠損面積に比例するため、比較的容易に推定できる。一方、圧縮荷重における挙動は、材料が降伏に至る前のパネルや防撓材の弾性座屈の発生や、き裂面の接触による座屈挙動の変化が最終強度に影響を及ぼすために複雑な現象となる。また、船体構造は多数のパネルを溶接して組み立てられており、残留応力や残留ひずみといった初期不整が存在する。圧縮荷重下では、これらの初期不整が場合により座屈変形を助長することが知られている。

このような構造の冗長性を推定、評価するためには、圧縮荷重下における防撓パネルの最終強度にき裂損傷が及ぼす影響を明らかにすることが重要であるが、これまで十分な検証がなされていない。

1.2 既往の研究例

一般的に、船体構造の座屈・最終強度評価は、これを構成する一部に着目して、簡易算式及び静的解法による有限要素法 (FEM) を用いて行われてきた [4] [5]。

既往の研究例として、様々な荷重条件下におけるハルガーダー [6] - [10]および構造部材 [11] - [14]の最終強度が調査されている。このような鋼溶接構造は、疲労、破壊および腐食損傷を生じやすく、通常、構造パネルの座屈強度は腐食許容度を考慮して評価されてきた [15]。しかしながら、船舶の崩壊事故が後を絶たない状況にあったため、き裂損傷を有するパネルや防撓パネルの座屈および崩壊挙動を調査する研究が行われて

きた。

船体構造中の損傷としては疲労き裂、脆性き裂、延性き裂に起因するものが考えられるが、その発生状況には様々なケースが想定される。例えば、き裂先端の鈍化や構造部材の大変形により大きな隙間を持つき裂を含むパネルの場合であれば、き裂を構造中の単なる不連続とみなすことで、シェル要素を用いた FEM による評価が可能となる。

一般的に、き裂損傷が構造部材や構造全体の強度に及ぼす影響は引張り荷重を受ける場合に顕著であり、き裂損傷を有するパネルが引張り荷重を受ける場合については、これまでに多くの研究者によって、き裂が崩壊あるいは破壊挙動に及ぼす影響が評価されている [16]-[22]。また、引張り荷重下の挙動の解析には破壊力学的手法 [23]を用いたアプローチが広く用いられている。一方、き裂を含むパネルや防撓パネルが圧縮荷重を受けると、崩壊モードが変化し、結果として圧壊強度が低下する可能性がある。このようなき裂を含む部材や構造物の圧縮荷重下の研究は引張り荷重下の研究と比較すると少なく、様々な状況を想定した詳細解析やその評価が必要とされる。

き裂を有する構造が圧縮荷重を受ける場合の最終強度を評価した既往の研究については、Babazadeh と Khedmati [24]によるレビューが行われている。Brighenti は、き裂を含む矩形パネルをシェル要素でモデル化し線形座屈解析を行い、引張りおよび圧縮を加えた際のき裂が座屈強度に及ぼす影響を調査し [25]、き裂を有するパネルの力学モデルに関する検討 [26]、感度解析 [27]を実施した。また、Paik らはシェルモデルを用いてき裂を有するパネルに引張りおよび圧縮が加わった場合の最終強度解析に関する検討 [28]、き裂が荷重と水平方向に存在するボックスガーターの強度試験 [29]、その非線形解析 [30]を実施した。Khedmati ら [31]はシェルモデルを用いて様々な位置、角度、長さのき裂を持つパネルの線形座屈解析のシリーズ計算を行い、それらのき裂が座屈強度に及ぼす影響について調査した。これらの研究ではき裂間には隙間が生じていると仮定するため、き裂接触の影響を考慮していない。柳原ら [32]-[34]はき裂を含むパネルや防撓パネルの最終強度解析を実施している。この研究ではシェルモデルに非線形バネを導入し、き裂接触の影響を考慮しているが、板厚方向の偏心とこれに伴うき裂面の板厚方向の挙動のモデル化に課題が残っている。

また、き裂を有する防撓パネルに対する研究として、Shi ら [35]は 1 本の Flat-bar 防撓材とフランジパネルからなる試験体に対して、防撓材方向に垂直、水平、斜めに走る貫通き裂を挿入し両端支持条件での座屈試験を実施し、き裂の存在によって最終強度が低下することを明らかにしている。Margaritis ら [36]は、き裂を有する Flat-bar 付き防撓パネルをソリッド要素でモデル化して圧縮荷重下の崩壊挙動を解析し、き裂の長さに応じて最終強度が低下することを明らかにしているものの、き裂位置についてはパネルと防撓材の接合部付近に限定するとともにパネルや防撓材の細長比を一定とした解析に留まっている。Cui ら [37]は同じく Flat-bar 付き防撓パネルに対してシェル要素を用いた FE 解析を実施している。き裂の長さ、長さ方向の位置、パネル板厚が最終強度に

与える影響を調査し、き裂による最終強度の低下と崩壊モードの変化が生じるとしている。Xuら [38]は局部パネルの中心部にき裂がある場合を想定してシェル要素を用いた圧縮崩壊解析を実施している。2 mm の隙間を有するき裂を想定し、その長さと同荷重方向に対する角度を変化させており、き裂の荷重方向に対する投影長さが最終強度に影響することを明らかにしている。

これらの既存の研究では無限本の防撓材を有する防撓パネルの一部分を取り出しモデル化した解析が行われているが、Yuら [39]はガーダーとトランス材に囲まれた防撓パネルを対象にき裂が最終強度に与える影響を調査している。き裂が座屈モードの何処に位置するかによって強度低下率が変化することを明らかにするとともに、き裂位置、長さ、角度による強度低下率を算出する実験式を導出している。IACS [40]においても防撓材にき裂を有する場合を想定して防撓パネルの圧縮崩壊解析を実施している。

1.3 本研究の意義

上述のように、近年、き裂を有する防撓パネルの圧縮崩壊挙動や残存強度に関する研究は行なわれ始めているものの、1本の防撓材を含む範囲だけをモデル化しているものが主であり、実構造のようにガーダーで支持された全体防撓パネルを対象とするものは多くない。さらに、パネルの防撓材の限られた箇所が存在するき裂だけを考慮しており船体構造全体の強度にも影響を与える可能性を持った広範囲に及ぶき裂を対象とした研究は見受けられない。き裂による冗長性を議論するためには、大規模なき裂をも視野に入れて検討を進める必要がある。

また、既往の研究においては構造のモデル化はシェル要素で行われている。これは、防撓パネルの板厚が構造全体に対して非常に薄いためであるが、き裂の開閉現象は構造全体に対する局所的な挙動であり、一般的なシェル要素モデルを使用して、構造全体と局所的な挙動を同時に評価することは困難である。すなわち、小さい荷重が繰り返し負荷されて生成された疲労き裂のように隙間がほとんど無視できる場合、パネルに座屈が発生して横たわみが発生すると、曲げの引張側ではき裂面が開口するのに対して圧縮側では接触状態を続け接触圧が増加する。シェル要素のみを用いた解析の場合、き裂を挟むシェル要素間に非線形バネなどを定義することでき裂接触の影響を表現することは可能ではあるが、物理的な意味を持つ形で適切にバネ定数を決定するためにはき裂近傍の変形を正確に把握する必要がある。また、シェル要素を用いた解析では、板厚方向の偏心とこれに伴う面外変形の変化を表現するのは困難である。

そこで本研究では、ソリッド要素を用いてき裂面の接触による挙動を詳細に検証し、引張および圧縮を受ける船体構造において様々なき裂損傷がその最終強度へ及ぼす影響を体系的に調査する。これらの一連の検証を通じて、供用中の船体構造に生じたき裂損傷が直ちに修繕すべきものか、あるいは修理ドックまでの運行の在り方(荒天をどこ

まで回避するべきか) を判断する指標の 1 つを提示する。

また、従来の FEM による防撓パネルの最終強度評価には、ABAQUS [41] や MSC.Marc [42] に代表される静的解法を適用した解析が行なわれてきた。これらでは求解手法として陰解法が用いられ、各ステップにおいて収束計算を行うため、エネルギーバランスの保証には優れているが、その反面、座屈や接触などの非線形性が強い挙動においては計算が不安定になる問題がある。

本研究では、き裂面を含む接触や、座屈崩壊後の挙動に着目した検証を行うため、解析手法に動的陽解法を採用する LS-DYNA [43] を解析ソルバーとし、その精度検証を実施した上で、連続防撓パネルの最終強度解析へ適用する。動的陽解法は、各ステップでの収束計算を行わないが非常に小さなタイムステップでの計算を逐次実行することで、滑りを伴う接触問題を安定的に計算できることが強みであり、使用メモリが比較的少ないため大規模モデルの解析に適している。

これにより、防撓パネル構造の圧縮崩壊解析への動的陽解法の適性を検証し、今後の大規模かつ複雑現象への展開の可能性を示す。

1.4 本論文の概要と構成

本研究では、これまでシェル要素でモデル化され静的解法により解析が行なわれてきた船体構造の最終強度解析において、ソリッド要素と動的陽解法を用いた検証を行うことでき裂損傷が圧縮最終強度に及ぼす影響を明らかにする。

はじめに、単独パネルにおいてき裂の接触を考慮するために、シェルーソリッドモデルを用いた最終強度解析を行い、き裂の有無およびき裂面での接触が座屈強度や最終強度に及ぼす影響について基礎的な調査を実施した。次に、引張および圧縮の繰返し荷重下におけるき裂面の開閉口挙動を示し、最終強度評価における接触の取扱いについて考察した。そして、き裂を有する防撓パネルの圧縮崩壊メカニズムを体系的に解析し、き裂が防撓パネルの最終強度に及ぼす影響を評価した。

以上により、き裂損傷を有する防撓パネル構造の最終強度評価を実施した。本論文の構成を以下に示す。

第 2 章では、静的解法と動的陽解法の特徴と利点について説明し、無き裂の防撓パネルの最終強度解析における解析結果の比較によって、動的陽解法による解析の妥当性を示す。また、静的解法による座屈解析に必須である初期たわみについて、動的陽解法を用いた場合でも精度の担保には必要となる場合があることを示す。これにより、従来静的解法が適用されてきた準静的な圧縮崩壊解析において、動的陽解法を適用しても精度面での問題は無いことを明示する。

第3章では、き裂を有する単独パネルを対象に、シェル要素を用いた場合の問題と、き裂面の接触を表現するためのシェルソリッドモデルのモデル化手法について提示する。また、様々なき裂長さやき裂位置における接触挙動と、これが最終強度に対する影響を示す。これにより、き裂が開口していない状態であれば、き裂がパネルの圧縮最終強度に及ぼす影響が小さいことを示す。

第4章では、供用中のパネル構造に対して発生する引張および圧縮の繰返し荷重を想定し、引張り荷重の大きさや、パネルのアスペクト比および板厚の違いによるき裂の開閉挙動に関する解析結果を示す。これにより、き裂を有するパネル構造が繰返し荷重を受ける場合には、き裂による圧縮時の最終強度や変位量への影響が無視できなくなることを、したがって防撓パネル構造の最終強度の評価にはき裂面の接触を考慮しないことが安全側の評価には必要となることを示す。

第5章では、き裂面の接触は起こらない条件とし、実際に船体構造の一部として使用されることの多い連続防撓パネルを対象に、様々なき裂損傷が存在する場合の最終強度への影響を体系的に示す。結果として、き裂損傷の存在によって構造全体の不安定が誘起されることは無く、防撓パネル構造におけるき裂による最終強度の低下率はき裂面による断面積の減少率で推定できることを示す。

第6章では、本論文に示した内容のまとめを行う。

第2章 防撓パネルの最終強度解析における動的 陽解法の適用

FEM とは、対象領域を有限の小領域(要素)に離散化し、微分方程式の近似解を求める数値解析手法の一つである。近年、手法の改良や計算機性能の向上から、様々な力学現象の数値解析が可能となっており [44]、船体桁を直接モデル化して大規模な座屈・最終強度解析も行なわれている [45]。

ここで FEM の時間解法には、陰解法と陽解法の 2 種類がある。陰解法は連立方程式を反復計算により収束させて解く手法であり、長時間の静的な現象を得意としている。一方、陽解法は個々の節点に対して離散化された方程式を解くため、構造物全体の大きな剛性マトリクスを求めることなく解を直接的に求められる解法であり、主に衝突や落下など短い時間で起こる現象の解析を得意としている。

これまでの構造崩壊解析には陰解法を用いる静的解法が多く適用されてきた。しかし、大規模構造モデルの解析において連立方程式を解き反復計算を繰り返し行う静的解法では、莫大なメモリを要するため詳細なモデル化に限界がある。一方、陽解法は反復計算を行わず直接求めるので静的解法に比べメモリの使用量の減少を期待できる [46]。これらの利点を鑑み、動的陽解法を用いた準静的な解析の適用も検討されている [47]。しかしながら、細かな時間積分において計算誤差が蓄積するため、静的解法と比べて解の精度が悪化する懸念がある。さらに、動的負荷である荷重速度の影響について考慮する必要があり、荷重速度が過大となると動的影響による振動の発生や、これに伴って最終強度を誤って推定する恐れがある。荷重速度を小さくすると動的影響は軽減されるが、計算コストが膨大となり動的陽解法の利点が失われる。

また、初期たわみの必要性についても違いがある。静的解法では、座屈変形を誘発するために初期たわみを設定する必要があるが、動的陽解法では微小な振動成分が座屈変形を誘発するため、初期たわみを設定せずとも変形過程で座屈モードが現れる。しかしながら、初期たわみは最終強度に影響を与える重要な因子であり、初期たわみ無しの条件では、本来幾分かの初期たわみを有する船体の最終強度を高めに推定する可能性もある。

本章では、防撓パネルを対象に、動的陽解法と静的解法のそれぞれで解析した最終強度を比較し、座屈・最終強度解析における動的陽解法の精度を検証する。さらに、動的陽解法における、初期たわみの有無による最終強度への影響を検証した。解析ソルバーには、静的解法の MSC.Marc、動的陽解法の LS-DYNA を使用した。

2.1 静的解法と動的陽解法

本項では、従来適用されてきた静的解法と本研究で適用した動的陽解法との差異について述べる。

外荷重により発生する構造物の崩壊現象には、長時間をかけて終局状態を迎え動的影響を無視できる静的現象と、短時間で起こり慣性力の影響を無視できない動的現象に分類できる。さらに、FEMの時間解法として、陰解法と陽解法の2種類が存在する。

一般的には静的問題においては陰解法を適用し、動的問題においては陽解法が適用される場合が多い。ここでは従来適用されてきた静的解法と動的陽解法について説明する。

2.1.1 静的解法

静的問題とは、荷重条件が時間とともに変化しない定常状態にある問題を指している。この場合、物体の慣性や減衰といった時間に関係した動的な影響を考慮せずに、実現象では時間変化する荷重であっても、近似的に静的な荷重に置き換えて解析を行う。

静的解法では慣性力を考慮しない以下のような Cauchy の第 1 運動法則を基礎として FEM 定式化される。

$$\nabla_x \boldsymbol{\sigma} + \rho \mathbf{b} = 0 \quad (2.1)$$

ここで、 $\boldsymbol{\sigma}$ は Cauchy 応力テンソル、 \mathbf{b} は物体力ベクトル、 ρ は密度を示す。

式(2.1) に幾何学的境界条件を乱さないような任意の仮想変位を乗じ、それを弱形式化することで最終的に次の仮想仕事の原理が得られる。

$$\int_V \boldsymbol{\sigma}^T : (\delta \mathbf{u} \otimes \nabla_x) dV - \int_S \mathbf{t} \cdot \delta \mathbf{u} dS - \int_V \rho \mathbf{b} \cdot \delta \mathbf{u} dV = 0 \quad (2.2)$$

ここで、 V は物体の体積、 $\delta \mathbf{u}$ は仮想変位ベクトル、 S は表面力が指定されている領域、 \mathbf{t} は表面力ベクトルをそれぞれ示す。式(2.2) を有限要素に離散化することで、下式のような有限要素に対する釣り合い方程式を得る。

$$\mathbf{F}_{\text{int}} - \mathbf{F}_{\text{ext}} = 0 \quad (2.3)$$

さらに変形すると下式が得られる、

$$\mathbf{K} \mathbf{u} - \mathbf{F}_{\text{ext}} = 0 \quad (2.4)$$

ここで \mathbf{K} は剛性マトリクス, \mathbf{F}_{int} は内力ベクトル, \mathbf{F}_{ext} は外力ベクトル, \mathbf{u} は変位ベクトルを示す. 静的解法では力の釣り合い式(2.3) が満足されるまで Newton-Raphson 法等の収束計算手法を用いて, 繰り返し式(2.4) を解く. 各ステップごとに系全体の釣り合いを考えるため, 陽解法のように応力の振動などの動的影響は発生せず, 力学的な釣り合いは常に保証される.

しかしながら, 各ステップにおいて系全体の大規模な剛性マトリクスの行列計算を行う必要があるため, 一般的に多量のメモリが必要となる. これは解析モデルの節点数が多いほど顕著となり, 陰解法は大規模な構造物の解析には適用限界がある. また, 不連続な現象においては反復計算の解が発散してし, 計算の継続が不可能となる場合がある. さらに, 座屈問題においては, 幾何学的または数値的な対称性を保ち, 圧縮による座屈モードが発生しない場合がある. そこで, パネルや防撓パネル構造の座屈を伴う圧縮最終強度を解析するためには外乱の導入が必要となるが, 構造の面外方向に微小な変形をあらかじめ与える初期たわみが適用されるのが一般的である.

2.1.2 動的陽解法

動的問題とは, 荷重条件が時間とともに変化する非定常状態にある問題を指している. 物体に発生する慣性力や減衰の影響を考える必要があり, 塑性加工や衝突などの現象に見られる複雑な大変形・接触問題を扱うことに長けている.

動的陽解法では慣性力を考慮した下式のような Cauchy の第 1 運動法則を基礎として FEM 定式化される.

$$\nabla_x \boldsymbol{\sigma} + \rho \mathbf{b} = \rho \mathbf{a} \quad (2.5)$$

ここで, \mathbf{a} は加速度ベクトルである. 静的解法と同様に仮想仕事の原理から離散化すると下式の運動方程式を得る.

$$\int_V \boldsymbol{\sigma}^T : (\delta \mathbf{u} \otimes \nabla_x) dV - \int_V \rho \mathbf{a} dV - \int_S \mathbf{t} \cdot \delta \mathbf{u} dS - \int_V \rho \mathbf{b} \cdot \delta \mathbf{u} dV = 0 \quad (2.6)$$

$$\mathbf{M} \mathbf{a} = \mathbf{F}_{\text{ext}} - \mathbf{F}_{\text{int}} \quad (2.7)$$

ここで, \mathbf{M} は質量マトリクスを示す. 動的陽解法では計算時間の短縮を目的に, 要素の持つ質量を等分割して対角成分に割り当て, 質量マトリクスの対角化を行う. これによって, 式(2.7) は全ての項をベクトル形式で表すことができ, その結果ベクトル方程

式が得られる。したがって、各ステップでの逆行列計算が不要となる。また、式(2.7) を中心差分法を用いて時間方向に離散化して解くことで、高精度の時間積分を可能としている。ベクトル方程式は節点の成分ごとに独立したスカラー方程式に分解することができる。それぞれを解くことで時刻 $t + \Delta t$ の解を逐次的に得ることができる。より精度よく解析を行う場合には、減衰項やアワーグラスモードにより発生する抵抗力などを考慮に入れて解析を行う。

陽解法では微分方程式を解く際に、前のステップの既知の値だけを用いて次ステップの未知の値を計算する。既知の値を代入するだけで求まるので、各ステップでは少ない計算コストやメモリ量で解を得られることが特徴である。また、陽解法では収束計算を行わないため、反復計算が必要な陰解法において見られる、計算途中で収束が得られずに解析が停止するケースが比較的少ない。ただし、動的陽解法は数値計算の安定性を保つために時間増分 (Δt) の大きさが Courant 条件により制限されるため、目的の結果を得るまでに膨大なサイクル数の計算が必要となる。

陽解法の時間積分においては、時間増分 Δt をある限界値を超えて大きく取ると、解が不合理な値をとり発散に至る場合がある。このような不安定現象が Δt を小さくすることで回避される場合、その時間積分法は条件付安定とされる。一方、 Δt の大きさに依存せずに安定な解が得られる場合、その手法は無条件安定とされる。

ここで適用する中央差分法に基づく陽解法は条件付安定である。この場合、 Δt は要素内を応力波が伝播する時間より小さくならなければならない。すなわち、下式の制限 (Courant 条件) が課せられる。

$$\Delta t < \frac{L_{\min}}{c} \quad (2.8)$$

ここで、 L_{\min} は解析対象を構成する要素のうち最小の特性長さである。また、 c は応力波が伝播する速度であり、下式で与えられる。

$$c = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2.9)$$

ここで、 E はヤング率を示す。したがって、質量密度が小さい材料やヤング率が高い金属のような材料においては、Courant 条件の制約により時間増分を大きく取ることができず、膨大な解析時間を要する場合がある。適切な計算負荷とするためにモデル化において行われる対策は、要素特性長さを一定値以上に保つことであり、計算精度とのトレ

ードオフを考慮して要素サイズを決定する必要がある。なお、時間増分を大きく確保するために要素の質量密度を自動的に変化させるマス・スケーリング法 [43]が存在する。しかし、実構造物とは異なる質量密度でその挙動を解析することとなり、解析結果の精度は保証されない。

一方で、非常に小さな時間増分で現象を逐次追って求解を繰り返すことで、系の不連続に追従しやすい特長がある。この利点が顕著となる現象が接触問題であり、比較的増分が大きくなる静的解法ではその表現や解析が困難な問題も、陽解法では安定して計算可能である。著者は、動的陽解法を適用し、従来の静的解法での解析が困難であった接触問題を安定して解析できることを示している [48]。

防撓パネルの圧縮最終強度解析における静的解法と動的陽解法の利点と課題を Table 2-1 に示す。なお、必要なメモリ量に関しては、製品開発に利用される標準的な 100 万要素レベルの FE モデルにおいて、静的解法では 32GB 以上のメモリを必要とするが、動的陽解法では 3GB 程度に抑制される。現代のハードウェア技術においては、より大規模な構造解析には動的陽解法の適用が有効である。

Table 2-1 Advantages about static-implicit and dynamic-explicit analysis for ultimate strength analysis of stiffened panel

	利点	課題
静的解法	<ul style="list-style-type: none"> ・時間影響のない静的状態として解析が可能である。 ・収束計算を行なうため、力の釣り合い状態が担保される。 	<ul style="list-style-type: none"> ・系が不連続になると収束計算が発散し、解析を継続できない場合がある。 ・節点数に応じて使用メモリが増大するため解析モデルの大規模、詳細化に制限がある。 ・初期たわみの導入が必須である。
動的陽解法	<ul style="list-style-type: none"> ・系が不連続になっても計算エラーとならず解析を継続しやすい。 ・使用メモリが比較的少なく、解析モデルの大規模、詳細化が可能である。 ・要素どうしの接触計算を安定して解析可能である。 	<ul style="list-style-type: none"> ・現象時間が長くなると、サイクル数に応じ計算時間が膨大になる。 ・モデル化によっては、誤差の累積により計算精度が悪化する。

2.2 動的陽解法の最終強度解析への適用課題

構造部材の最終強度解析に動的陽解法を適用するための課題として、動的影響の排除つまり荷重速度の適正化がある。船体の圧縮最終強度解析が想定する波浪荷重の周期は静的現象とみなせる程度に長いため、その解析にも静的解法が用いられてきた。動的陽解法においては、前述のように現象時間が計算コストに大きく影響するため、動的影響が発生しないすなわち準静的とみなせる最小の現象時間で解析を行なうことが望ましい。荷重速度が大きいと動的影響により応力振動を誘起し、正しい最終強度値を求めることができない。

藤久保ら [49] は防撓パネルの最終強度解析において、動的陽解法を用いて準静的な解析を行うことができる時間ステップとして対象構造物の固有振動モードの 1/10 程度の時間ステップをとれば良いことを、荷重速度ごとに得られる解析結果の収束状況とともに示している。すなわち、式(2.10)において τ が 0.1 以上となる載荷時間であれば準静的な解析となり、従来の静的解法と同様の解析が可能となる。

$$\tau = \frac{t_{cr}}{T} \quad (2.10)$$

$$t_{cr} = \frac{\sigma_{cr} l}{E v} \quad (2.11)$$

ここで、 T は座屈モードに類似する固有モードの固有周期、 t_{cr} は圧縮応力が 0 から座屈応力に達するまでの時間、 σ_{cr} は座屈応力、 l は板の全長、 v は圧縮変位速度を示す。

本研究における動的陽解法を用いた最終強度解析においては、この条件を満たす載荷時間とした。

2.3 動的陽解法による防撓パネルの最終強度解析

防撓パネルの最終強度解析への動的陽解法の適用に当たり、これまでに適用実績の多い静的解法と解析結果を比較し、その精度検証を行なう。本研究においては、静的解法には商用コード MSC.Marc を、動的陽解法には同じく商用コードの LS-DYNA を使用した。

2.3.1 解析条件

① 解析モデル

解析のモデル化範囲は、Fig. 2-1 中の灰色部に示すようなトランス間 3span，ガーダー間 3bay とし，ガーダー間に 1，2，4，8 本の T 型防撓材がある防撓パネルを解析対象とした．ガーダー間に 2 本の防撓材があるケースの FEM モデル図を Fig. 2-2 に示す．また，Table 2-2 には解析対象とした 6 種類の防撓パネルのパネル寸法を示す．表中の a はスパン長， b は防撓材間隔， t_p はパネル板厚を表す．また， β は細長比であり下式で表される． σ_Y は降伏応力を示す．

$$\beta = \frac{b}{t_p} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \quad (2.12)$$

Table 2-3 には対象とした 4 種類の防撓材寸法を示す．以上の防撓材の本数が異なる 4 ケース，板厚が異なる 6 ケース，防撓材の寸法が異なる 4 ケースを掛け合わせた合計 96 ケースの解析を行いその結果を比較検証する．

材料特性については， $E=205.8 \text{ GPa}$ ， $\nu = 0.3$ ， $\sigma_Y=313.6 \text{ MPa}$ とした．要素サイズはパネル部分が $85 \times 85 \text{ mm}$ ，防撓材部分は Fig. 2-2 (b) に示すように高さ方向に 6 分割，横方向に 6 分割とした．また，シェル要素の定式化には MSC.Marc では四節点厚肉シェル要素を，LS-DYNA では Belytschko-Tsay 要素を使用した．

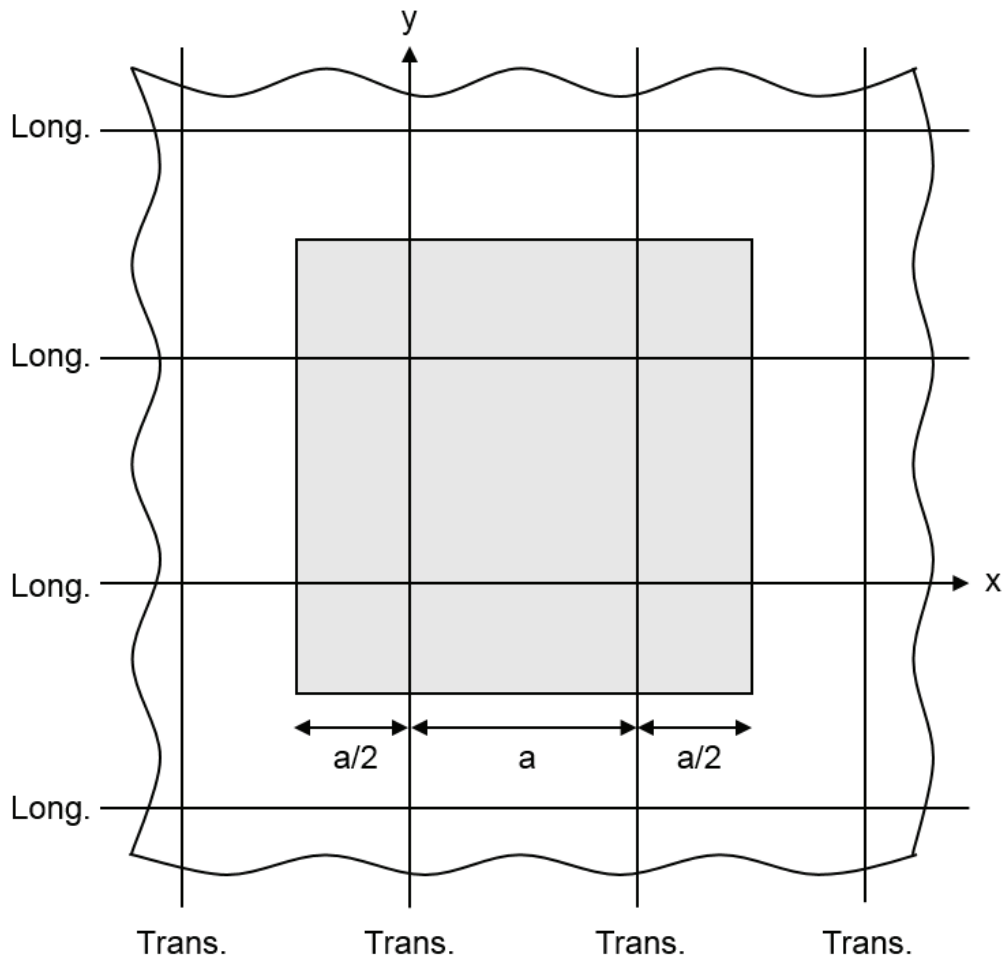


Fig. 2-1 Considered region of ultimate strength analysis

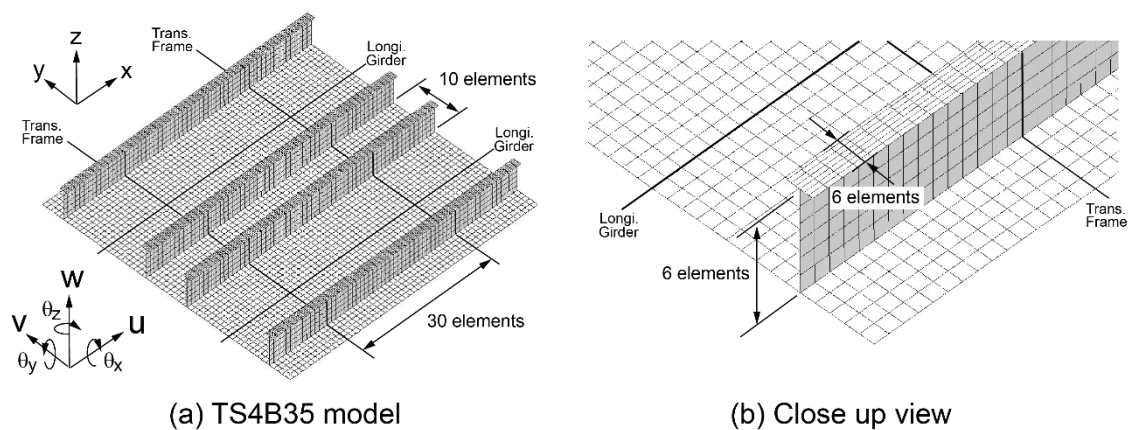


Fig. 2-2 Overview of stiffened panel model [11]

Table 2-2 Size of stiffened panel

Case	a (mm)	b (mm)	t_p (mm)	β
B10	2550	850	33	1.01
B15	2550	850	22	1.51
B20	2550	850	16	2.07
B25	2550	850	13	2.55
B30	2550	850	11	3.02
B35	2550	850	9.5	3.49

Table 2-3 Size of stiffeners

Case	Tee-bar
TS1	138×9+90×12
TS2	235×10+90×15
TS3	383×12+100×17
TS4	580×15+150×20

② 境界条件

解析モデルに与えた境界条件を Fig. 2-3 に示す．ここでは，モデルの長手方向 (x 軸方向) のパネルの 2 辺に周期連続条件を与えている (図中においては $u = u^*$ のように表記する)．また，トランス材はモデル化せずトランス材位置で単純支持する拘束条件で表現する．モデル周辺の連続性を考慮し，面内変位は一様であるとした． $v = \text{MPC}$ は y 方向の直線保持を示す． $u = \text{D.L.}$ は分布荷重を示し，ここでは圧縮の強制変位を与えている．

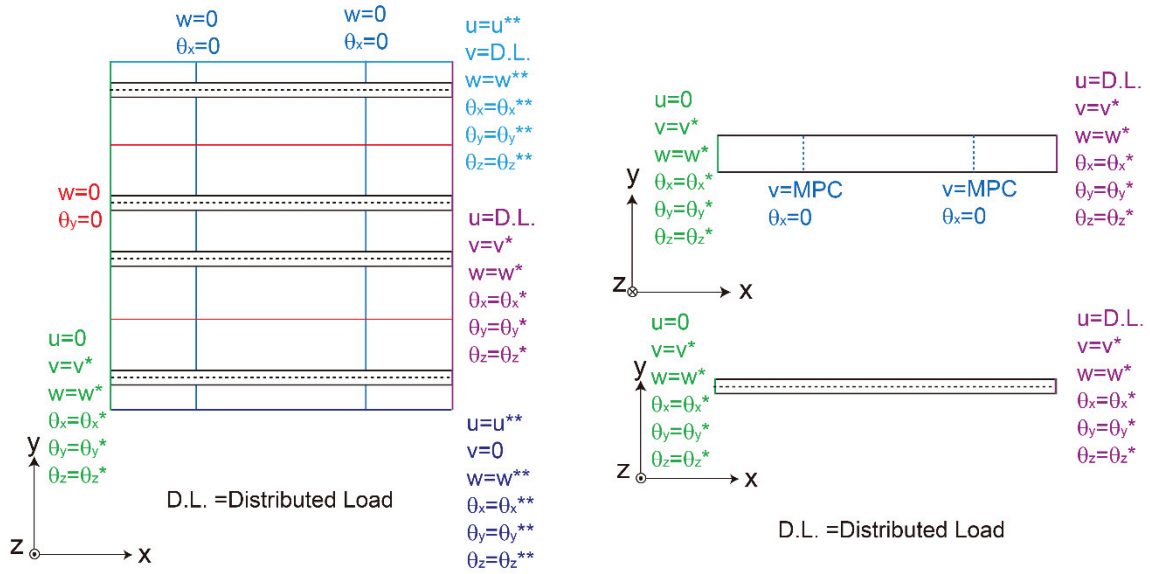


Fig. 2-3 Boundary conditions for ultimate strength analysis of stiffened panel

③ 荷重条件

Fig. 2-3 中の x 軸方向に 50mm の圧縮強制変位を载荷した. 動的陽解法 LS-DYNA を用いた解析における载荷時間は藤久保, 岡澤らの条件 [50] をもとに, 3.2 秒 とした.

④ 初期たわみ

防撓パネル構造のうち, 局部パネルの初期たわみには痩せ馬モードの初期たわみ [11] [51]を導入した. この初期たわみは船体構造に対する実測結果をもとに現実に即した初期たわみとして提案されたものである. さらに, ガーダーとトランス材に囲まれた全体パネルには, 正弦 1 半波×1 半波モードで表せられる全体座屈モードの初期たわみを導入した.

これらのパネルに対する初期たわみは, 全体座屈モードと局部座屈モードの重ね合わせ w_{0p} として以下のように表現できる.

$$w_{0p} = w_{0ov} + w_{0thin} \quad (2.13)$$

ここで, w_{0ov} , w_{0thin} はそれぞれ全体座屈モードおよび局部座屈モードの初期たわみであり, それぞれ以下の式で記述できる.

$$w_{0p} = B_0 \sin \frac{\pi x}{B} \sin \frac{\pi y}{a} \quad (2.14)$$

$$w_{0thin} = A_{0max} \left[\sum_{m=1}^{11} A_{0m} \sin \frac{(N+1)\pi x}{B} \sin \frac{m\pi y}{a} \right] \quad (2.15)$$

ここで B_0 は全体座屈モードの振幅, A_{0max} は局部座屈モードの振幅である. N はロンジガーダー間の防撓材本数である. また A_{0m} の振幅は痩せ馬モードの振幅形状を決定する係数である [11].

また, 防撓材の初期たわみとして全体座屈モードおよび曲げ座屈モードを導入する. i 番目の防撓材の全体座屈モード w_{0si} は以下の式により与えられる.

$$w_{0si} = B_0 \sin \frac{\pi x_i}{B} \sin \frac{\pi y}{a} \quad (2.16)$$

また, 防撓材には水平方向に横倒れモードの初期たわみ v_{0si} も考え, 以下で与える.

$$v_{0si} = C_0 \frac{z}{\frac{t_p}{2} + h} \sin \frac{\pi y}{a} \quad (2.17)$$

ここで, C_0 は横倒れ座屈モードの振幅, 座標 z はパネルの中立面からの距離である. 隣り合う防撓材において v_{0si} は逆方向, つまり $-C_0$ の初期たわみを与え, 横倒れの向きが交互に発生するようにした. また, 本解析では各初期たわみの振幅は以下のように与えた.

$$B_0 = C_0 = 0.001a \quad (2.18)$$

$$A_{0max} = 0.1\beta^2 t_p \quad (2.19)$$

ここで, A_{0max} は 6 mm を超えないものとしている [52]. また, Fig. 2-4 に示すように防撓材およびフロア, ガーダーで仕切られる隣り合う局部パネルに対して A_{0max} および $A'_{0max}(=0.8 \times A_{0max})$ となるように振幅差を与え, やせ馬モードの初期たわみの成長によって座屈モードのたわみの成長が阻害されることを回避している. なお, 溶接初期不整としては初期たわみのみを導入し, 残留応力および残留ひずみは考慮していない.

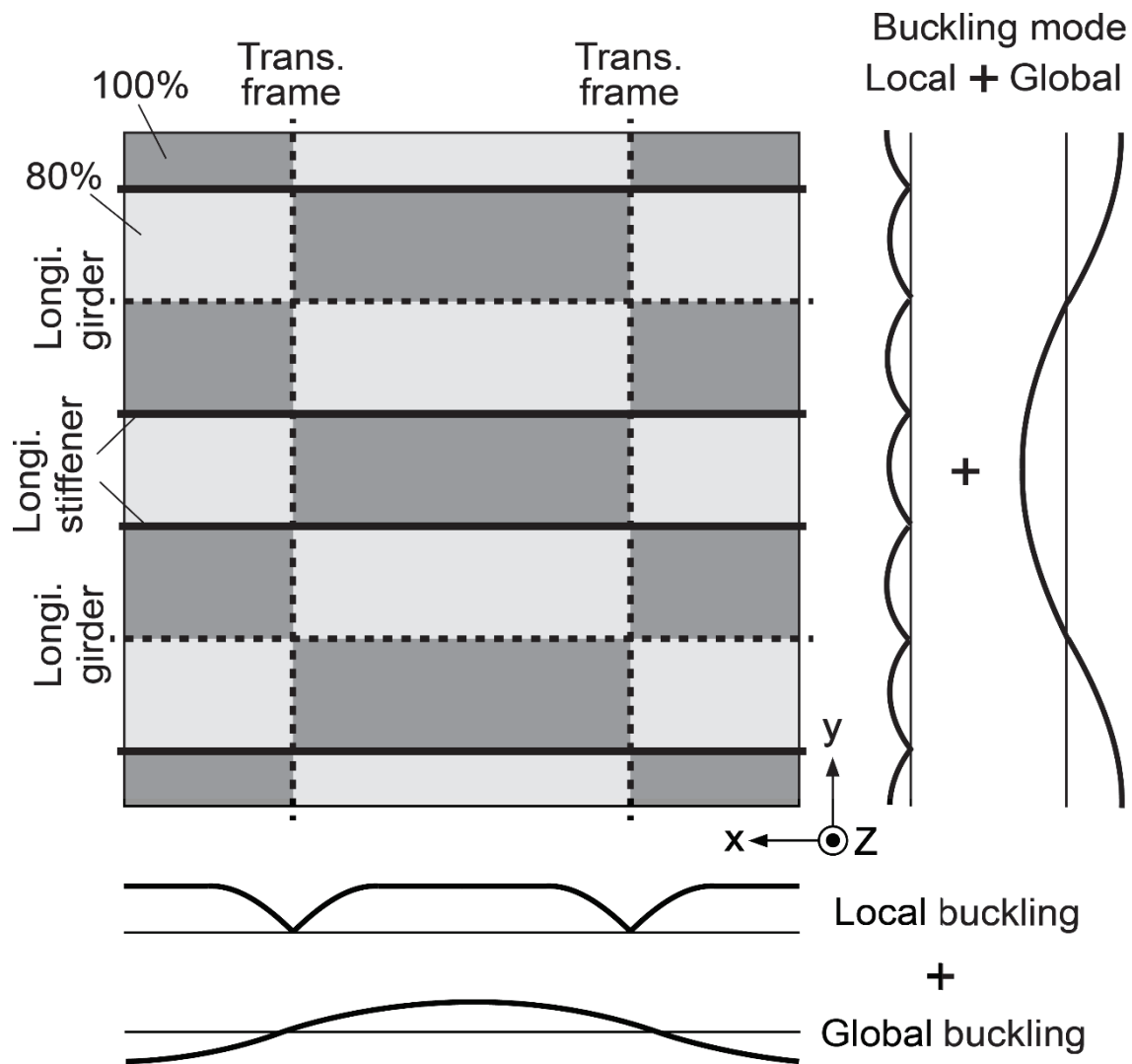


Fig. 2-4 Thin-horse mode initial imperfection

2.3.2 動的陽解法と静的解法の最終強度比較

動的陽解法の精度を検証するため、静的解法の MSC.Marc と動的陽解法の LS-DYNA で計算された防撓パネルの最終強度を比較した。初期たわみは両者の解析モデルにおいて同様に与えている。

各ケースのパネルのアスペクト比と最終強度の関係を Fig. 2-5 に、両ケースから得られた解析結果の相関図を Fig. 2-6 に示す。Fig. 2-5 では、防撓材の寸法別に、横軸にパネルのアスペクト比を、縦軸に最終強度を降伏応力で無次元化した値を示している。図中のプロット点が LS-DYNA による解析結果を、実線が MSC.Marc による解析結果を示している。また、Fig. 2-6 には横軸に LS-DYNA から得られた計算結果を、縦軸に MSC.Marc により得られた計算結果の無次元値をプロットし、計算結果の差異を示す。斜めに記述

した実線上にプロットがあれば、同一の計算結果であることを示す。

これらの比較図から、全てのケースで両者の最終強度解析結果は良く一致しており、動的陽解法コードの LS-DYNA による最終強度解析においても、従来用いられてきた静的解法コードの MSC.Marc と同等の結果が得られていることが確認できる。

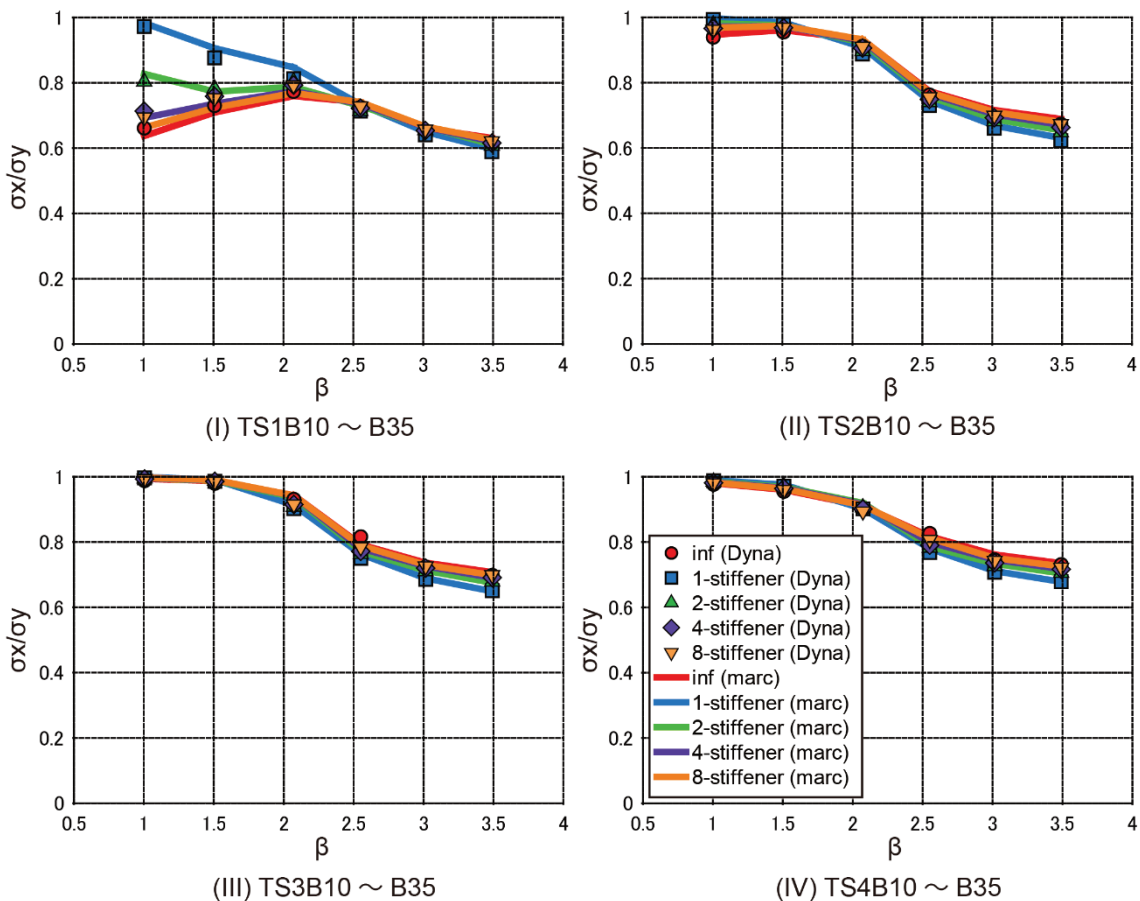


Fig. 2-5 Comparison of ultimate strength calculated by LS-DYNA and MSC.Marc with initial deflection

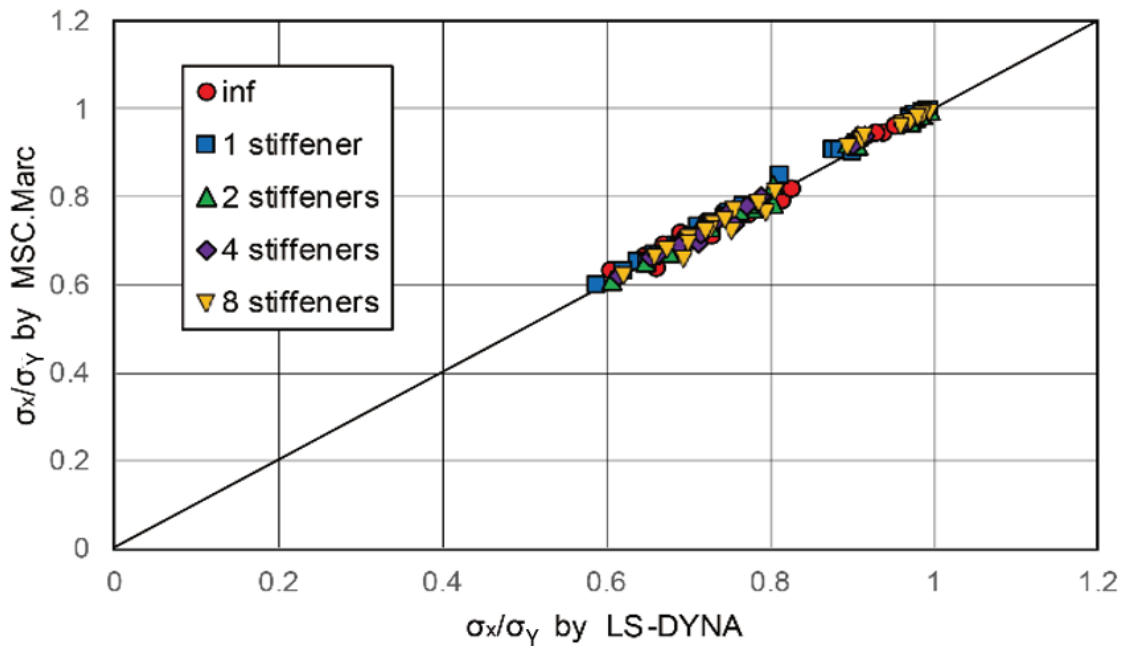


Fig. 2-6 Correlation between the ultimate strengths of LS-DYNA and MSC.Marc with initial deflection

2.3.3 初期たわみの有無による最終強度への影響

前節では、防撓パネルを対象に初期たわみを設定して座屈・最終強度解析を行ったが、陽解法では初期たわみを設定せずに座屈・最終強度解析を行うことが可能である。特に、船体桁を対象としたような大規模な解析では、初期たわみを設定しない。しかしながら、初期たわみ無しの条件では、本来初期たわみを有する船体の最終強度を高め推定する可能性がある。

本節では、LS-DYNA の初期たわみ有無の違いによる最終強度への影響を検討するため、前節で示した初期たわみを有する防撓パネルの最終強度と、初期たわみが無い防撓パネルの最終強度を比較する。その結果を Fig. 2-7 に示す。防撓材寸法 TS2～TS4 のケースにおいて、 $\beta = 1.0 \sim 1.5$ 及び $\beta = 2.5 \sim 3.5$ の防撓パネルは、初期たわみの有無に関わらず、ほぼ同等の最終強度が得られた。一方で、 $\beta = 2.0$ の防撓パネルは、初期たわみを指定しない場合に、初期たわみ有りの場合と比較していずれも約 10% 高めの最終強度が得られる結果となった。ここでの初期たわみを指定しない場合の最終強度は材料の降伏強度と同程度になっており、最終強度は降伏強度で決まったことが分かる。なお、防撓材寸法 TS1 のケースにおいて $\beta = 1.0 \sim 1.5$ の場合に、初期たわみ無しのケースの最終強度が降伏強度と同程度となるが、これは防撓パネルの全体座屈モードの発生を表現できず降伏による最終強度となることによる。

ここで、各寸法の防撓パネルの弾性座屈強度を Fig. 2-8 に示す。いずれの防撓材寸法

においても $\beta = 2.0$ の防撓パネルの弾性座屈強度は降伏強度と同程度となっていることが分かる。つまり、弾性座屈強度が降伏強度と同程度の場合、初期たわみ無しの場合には、座屈が発生することなく降伏強度まで至るのに対し、初期たわみ有りの場合には、たわみによって弾性座屈が誘発され、最終強度は降伏強度より低くなる。以上のことから、弾性座屈強度が降伏強度と同程度であるときは、初期たわみ無しの場合には初期たわみ有りの場合と比較して、最終強度を高めめに推定することが分かった。

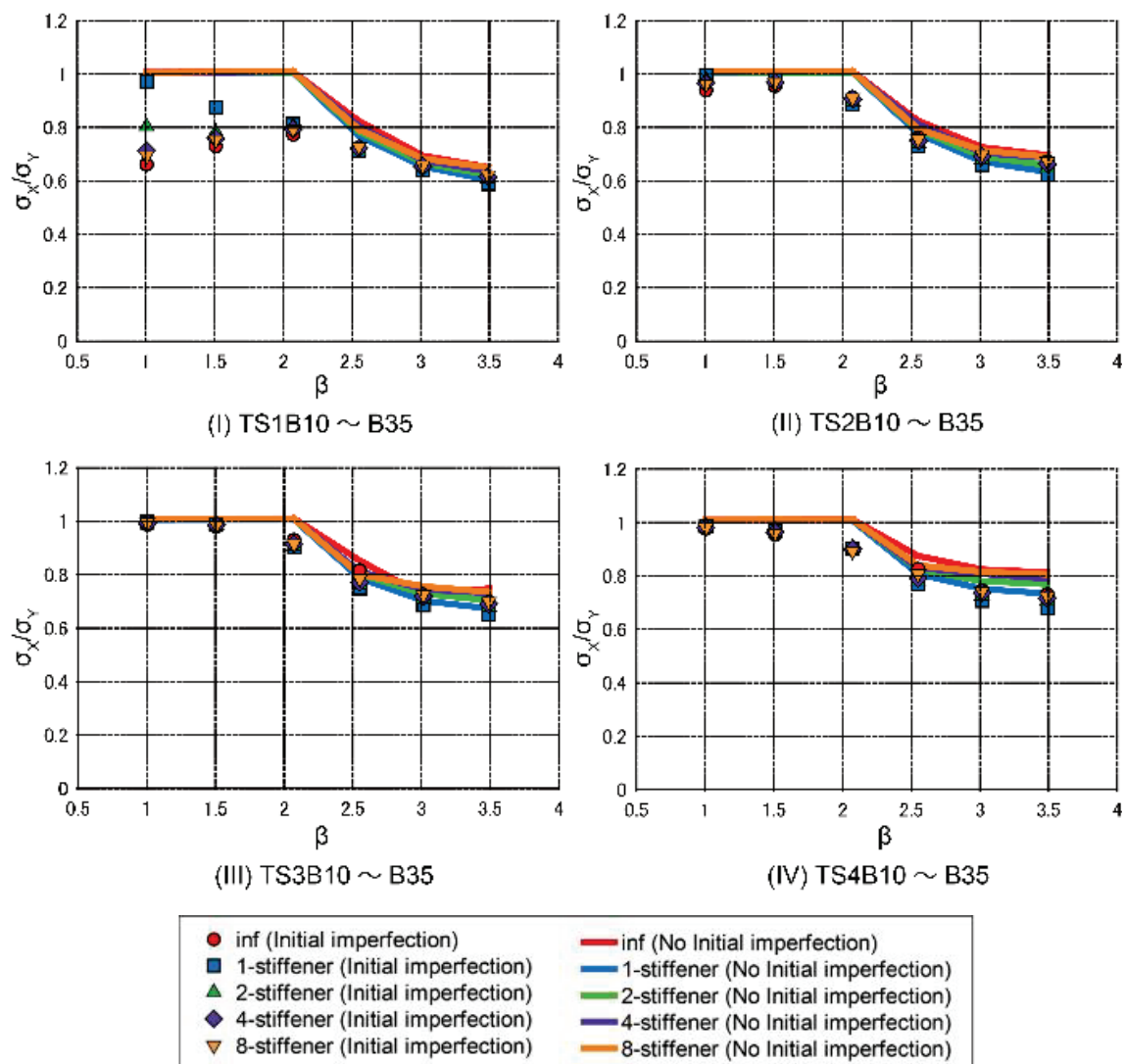


Fig. 2-7 Comparison of ultimate strength calculated by LS-DYNA influence of Initial deflection

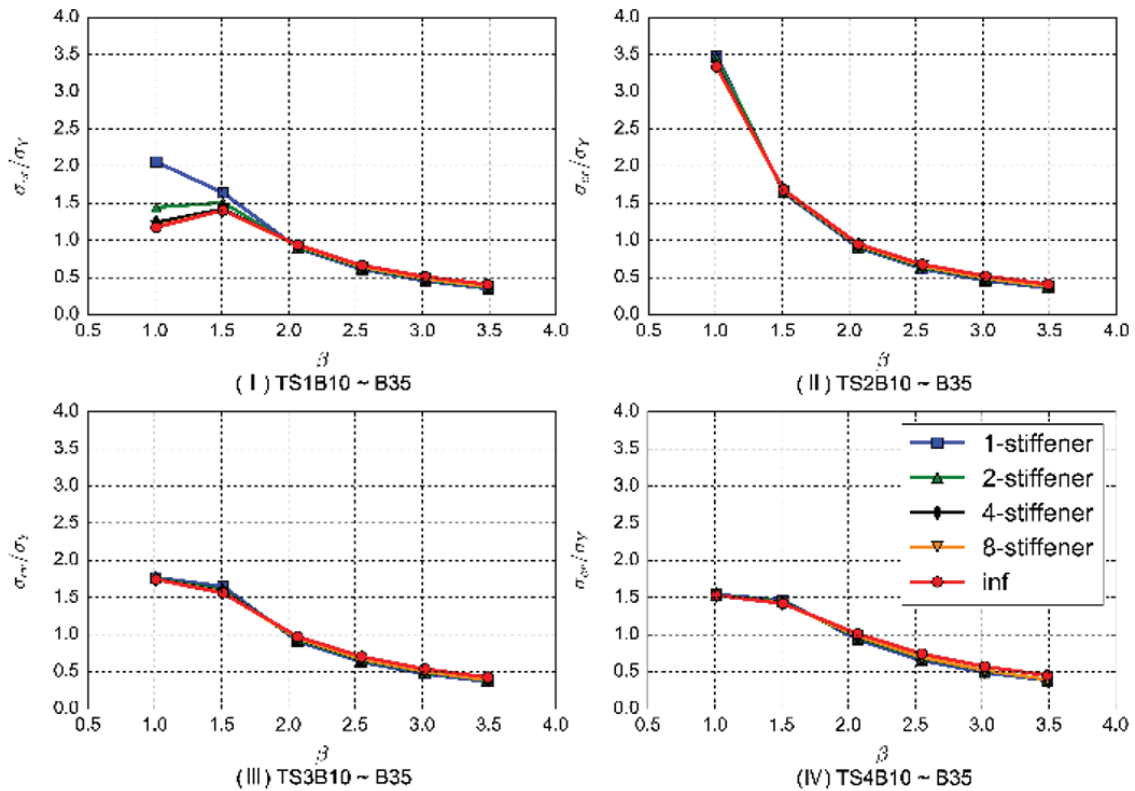


Fig. 2-8 Comparison of elastic buckling strength for each size of stiffened panel

2.4 第2章結言

本章では、パネルの細長比や防撓材タイプの異なるいくつかの防撓パネルを対象に、動的陽解法 (LS-DYNA) と静的解法 (MSC.Marc) で計算される最終強度を比較し、解析結果の精度を検証した。その結果、全てのケースで LS-DYNA と MSC.Marc の最終強度が良く一致しており、現象時間すなわち荷重速度の考慮が必要であるものの、動的陽解法を用いて従来の静的解法と同等の解析精度を得ることが可能であることを確認した。

さらに、動的陽解法における初期たわみ有無の違いによる最終強度への影響を調査するため、痩せ馬モードの初期たわみを有する防撓パネルの最終強度と初期たわみが無い防撓パネルの最終強度を比較した。その結果、 $\beta = 1.0 \sim 1.5$ 及び $\beta = 2.5 \sim 3.5$ の防撓パネルは、初期たわみの有無に関わらず、ほぼ同等の最終強度が得られることが分かった。一方で、弾性座屈強度が降伏強度とほぼ同等となる $\beta = 2.0$ 程度の防撓パネルにおいては、初期たわみ無しの場合が初期たわみ有りの場合と比較して、最終強度を高め推定することが分かった。したがって、座屈を伴う現象を動的陽解法で解析する場合にも、解析精度の担保には初期たわみの指定が必要となることを示した。

第3章 き裂を有するパネルの FEM によるモデル化と最終強度解析

き裂の存在は引張り荷重下の構造部材の強度に大きく影響を及ぼすため、これまでは引張り荷重下での研究が多く行なわれてきた。一方、座屈が発生するような比較的薄いパネルにき裂が存在する場合、座屈強度や後座屈挙動は無き裂パネルのそれとは異なってくるのが想定される。本章では構造中に存在する欠陥の最もシンプルな例として、貫通き裂を有する矩形パネルを解析対象とし、き裂が圧縮最終強度に及ぼす影響を検証した。

全体一局所解析の組み合わせ [53]は、さまざまな問題を解決するために有用な数値解析手法であり、ズームング法 [54]、重合メッシュ法 [55]、PSCM 法 [56]のように様々な数値解析手法が提案されている。本研究では、全体一局所解析手法の1つであるシェルソリッドモデルを使用して、き裂面の接触を考慮したパネルの崩壊挙動を検証する。ここでは、矩形パネル全体はシェル要素で、貫通き裂部はソリッド要素でモデル化し、シェル要素とソリッド要素の結合には田中ら [57]が船体構造中の表面き裂解析を行う際に使用した剛体要素 Rigid Body Element 3 (RBE3) [58]を用いたシェルソリッドモデルを適用して、船体の溶接継手の表面き裂の挙動を解析した [59]。主要な商用 FEM ソフトウェア [41][43][58][62]には、この RBE3 に相当する機能が実装されている。なお、ソリッドモデルを用いて比較的単純な曲げ荷重下のき裂接触の発生を検証した解析例 [63] - [64]はあるが、これが最終強度に及ぼす影響について検討した例は存在しない。

ここで、ガーダーやトランス、防撓材で仕切られたパネルは周辺単純支持下のパネルとしてモデル化できるが、そのパネルの座屈モードは正負の振幅を持つ1半波の座屈モードがアスペクト比に応じて周期的に配置された形となる。ここでは、正方形パネルに対して1半波の座屈モードの腹から節にかけて荷重と直角方向にき裂が位置する場合の一連の最終強度解析を、LS-DYNA を用いて実施した。これによって、さまざまなアスペクト比を持つ矩形パネルの任意の位置におけるき裂の挙動を網羅的に検証し、周辺単純支持下で圧縮荷重を受けるき裂損傷を有するパネルの基礎的な挙動を明らかにする。

3.1 シェルソリッドモデル

本研究で用いたシェルソリッドモデルについて簡潔に述べる。貫通き裂を有する矩形板に対してシェルソリッドモデル化したイラストを Fig. 3-1 (a)-(c) に示す。Fig. 3-1 (a) に示すように構造全体をシェル要素で、き裂近傍をソリッド要素でモデル化する。

貫通き裂は二重節点を用いて表現する。要素の定式化については、シェル要素には四辺形一次要素 (Belytschko-Tsay 要素)、ソリッド要素には低減積分付き六面体一次要素 (Constant stress solid 要素) を用いた。ソリッドモデルが位置する領域のシェル要素を取り除き、ソリッドモデルを挿入し一体型モデルとする。

Fig. 3-1 (b) に剛体要素 RBE3 を用いたシェル要素とソリッド要素の結合方法のイラストを示す。ここでは、シェル要素の節点を参照節点、ソリッド要素の節点を従属節点とする。ある参照節点から、シェル要素とソリッド要素が接する面において一定距離内にある従属節点に対して RBE3 要素を用いて共有する。結合距離 r_i には文献 [57] に倣い結合面全ての従属節点が参照節点とそれぞれ共有できる最小の値 (板厚の半分程度) を用いた。従属節点が複数の参照節点の一定距離範囲内にある場合、全ての参照節点と結合関係を構築する。これによりシェル要素の節点の荷重とモーメントを従属節点に荷重として分散することができる。

RBE3 要素は NASTRAN, MSC.Marc, LS-DYNA などの汎用 FEM ソフトウェアの一般機能として備わっている。RBE3 要素による参照節点と従属節点の荷重の受け渡しに関するイラストを Fig. 3-1 (c) に示す。一つの参照節点を k 個の従属節点に結合する場合、参照節点における荷重 F_{ref} とモーメント M_{ref} に対して、参照節点から距離 r_i に位置する i 番目の従属節点の荷重 F_i^f , F_i^m の関係は以下の式で表される。

$$F_i^f = F_{ref} \left(\frac{w_i}{\sum w_k} \right), \quad F_i^m = \left(\frac{M_{ref} w_i r_i}{\sum w_k r_k^2} \right) \quad (3.1)$$

ここで、 w_i は i 番目の従属節点における重みである。本研究では重み w_i は全て同じ値とした。 F_i^f , F_i^m は従属節点での荷重の合計値である。FEM 前処理ソフトウェア TSV-Pre [67]の半自動接続機能を用いると、シェルモデルのエッジとソリッドモデルの面を指定するだけで、複雑な形状のソリッド領域を持つモデルに対しても容易にモデル生成が可能である。

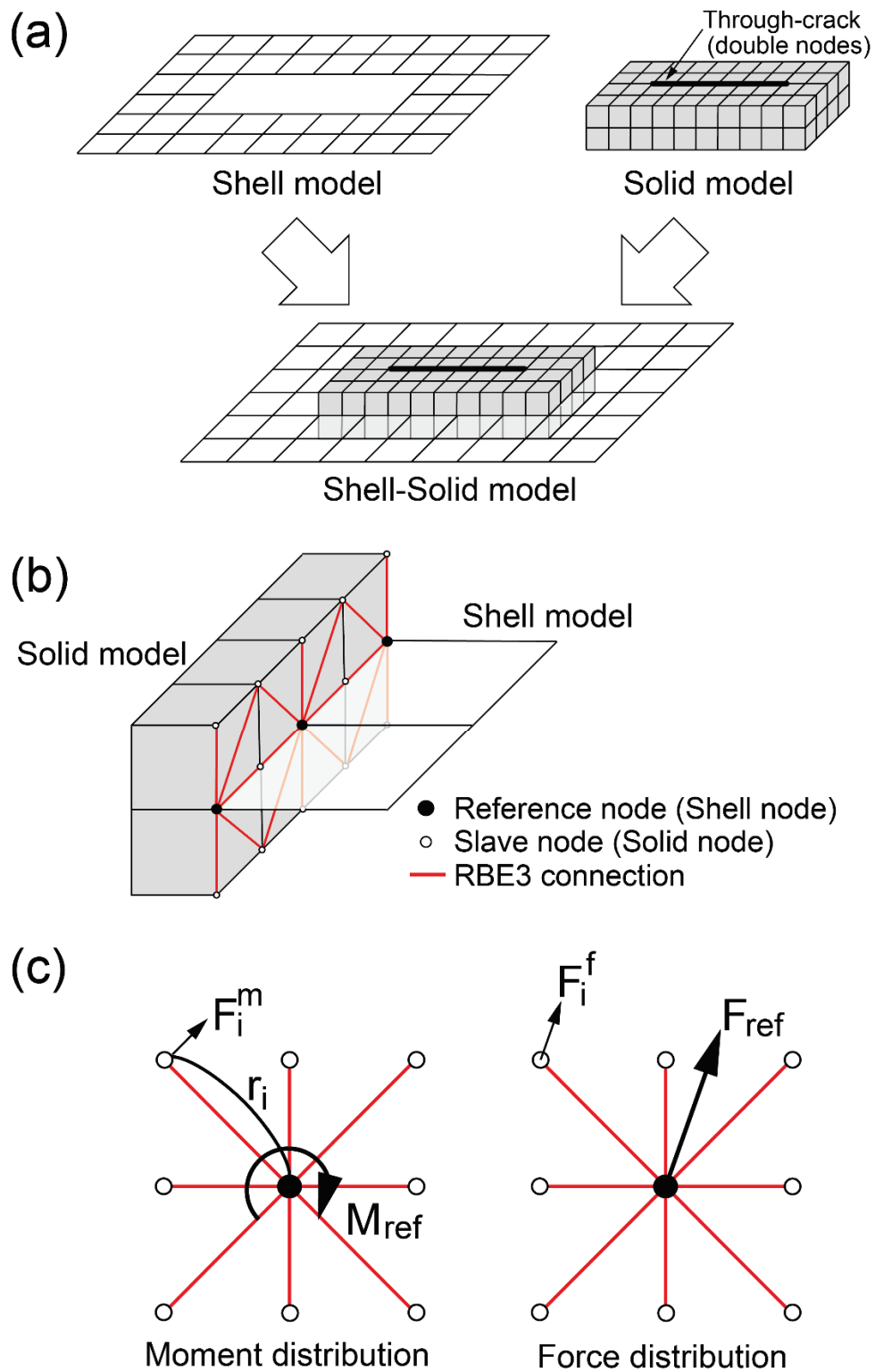


Fig. 3-1 Shell-Solid modeling for a cracked plate. (a) Shell-Solid model. (b) Connection modeling between shell and solid elements employing RBE3 element. (c) Mathematical representation of RBE3 element

3.2 シェルモデルによるき裂を有するパネルの解析

ここでは、シェルモデルを用いてき裂損傷を有するパネルをモデル化し、き裂接触を考慮しない場合の最終強度解析について検討した結果を示す。

3.2.1 解析対象

解析対象とした矩形パネルの FE モデルを、Fig. 3-2(a) に示す。ここでは、単一の貫通き裂を含む矩形パネルを対象とした。Fig. 3-2(b) に示すように、矩形パネルの寸法は $L_x = L_y = 1,000$ mm (アスペクト比 $L_x/L_y=1$) とし、き裂長さ $2a$ mm の貫通き裂がパネル左端から l mm の位置に存在している構造とする。また、境界条件を Fig. 3-2(c) に示す。き裂は荷重と直角方向に位置する。パネルの 4 辺全てを直線保持し、ここでの z 方向のたわみを拘束する。パネルの左端部を x 軸方向に拘束し、右端部に沿って $-x$ 方向に荷重を加えた。

初期たわみとして、最大たわみ量が板厚の 0.01 倍となる 1 半端の座屈モードを与えた。材料定数は、ヤング率 $E = 205.8$ GPa, ポアソン比 $\nu = 0.3$, 質量密度 $\rho = 7.87 \times 10^{-9}$ ton/mm³ とし、降伏応力を $\sigma_y = 313.6$ MPa, 加工硬化係数 $H = 0$ の弾完全塑性体として取り扱った。なお、以降の本研究における解析においては、ここで示す材料特性を使用している。

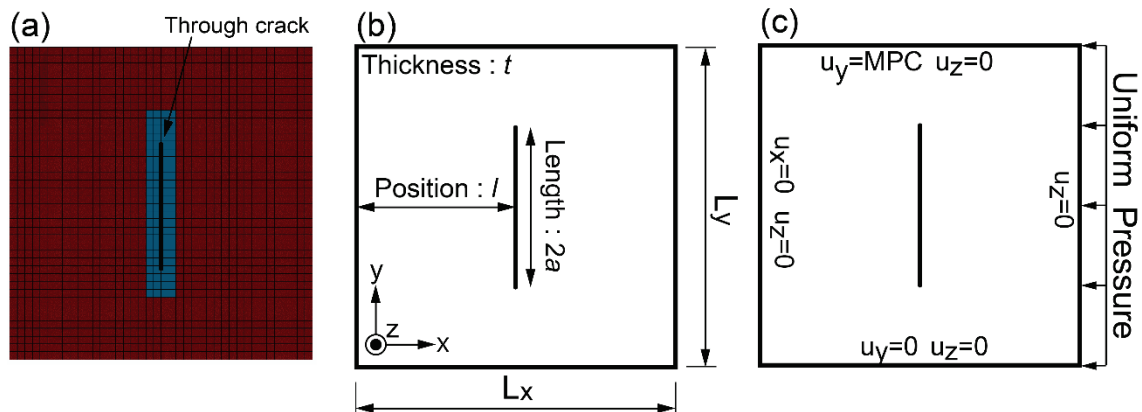


Fig. 3-2 Analysis model to be solved. (a) Rectangular plate including a through crack. (b) Boundary condition for buckling/ultimate strength analysis

3.2.2 き裂を含むパネルの最終強度解析

はじめに、解析対象を全てシェル要素でモデル化し、き裂接触の影響を考慮しない場

合の、き裂位置およびき裂長さをそれぞれ変更したパネルの荷重－変位関係を検証する。ここでは、最終強度に座屈変形を伴う $t = 15 \text{ mm}$ 、また座屈変形の影響が限定される $t = 20 \text{ mm}$ の 2 種類のパネルを用いた。それぞれの板厚に対して下記 2 ケースの最終強度解析を実施した。

- ① き裂位置を固定し、き裂長さを変更した場合
- ② き裂長さを固定し、き裂位置を変更した場合

全てのモデルにおいて解析対象の領域を要素サイズ $25 \times 25 \text{ mm}$ のシェル要素で分割している。なお、き裂は二重節点として構造上の不連続としてモデル化し、接触は考慮していない。

き裂位置を固定し ($l = 500 \text{ mm}$)、き裂長さを $2a = 0 \sim 500 \text{ mm}$ の範囲で変更した場合の、パネル板厚 $t = 15, 20 \text{ mm}$ における無次元化した荷重－変位曲線を Fig. 3-3(a), (b) に示す。横軸は x 軸方向ひずみ ε_x を降伏ひずみ ε_Y で無次元化した値を、縦軸は x 軸方向の断面力を断面積で割った値 σ_x を材料の降伏応力 σ_Y により無次元化した値を示す。

き裂が長くなるに従い、き裂を有する断面の断面積が減少するため、初期剛性と最終強度が低下していくことが分かる。この初期剛性の低下率は、き裂の存在する載荷断面積の低下率にほぼ等しい。Fig. 3-3(a) に示すパネル板厚 $t = 15 \text{ mm}$ の場合、最終強度前に座屈変形を起こしていることが分かる。一方、Fig. 3-3(b) に示す $t = 20 \text{ mm}$ の場合、き裂が存在しない場合 (図中”without crack”) においても、最終強度に達するまでは座屈変形はほぼ見られず、最終強度後に耐力の低下に伴って座屈変形が増加していく。どちらの板厚においても、き裂が存在すると、き裂面が荷重を伝達しないため、たわみが最も大きくなる板中央部で荷重方向応力がほとんど発生しない。その影響はき裂が長くなるに従って顕著に現れ、座屈変形が生じにくくなる。

パネル板厚 $t = 15 \text{ mm}$ の場合、板の幅方向中央にき裂が存在すると、座屈変形時に面外変形が最も大きくなる幅方向中央付近において圧縮応力が減少する。したがって、き裂の存在は弾性座屈荷重を高める効果があることになる。しかしながら、Fig. 3-3(a) を見ると、き裂長さが大きくなっても座屈応力が上昇する傾向は見られない。これは、き裂先端の応力集中によって座屈変形の前に降伏が生じることによる。また、最終強度はき裂の長さと共に減少するが、座屈変形の影響が限定される $t = 20 \text{ mm}$ の場合と比較するとその減少量は小さい。座屈を生じたパネルは、無き裂の場合であっても支持辺周辺の有効幅部分のみで荷重を受け持ち、幅方向の中央付近では圧縮応力の分布が小さくなる。このように圧縮力の負荷が小さい箇所にき裂が存在した場合には最終強度への影響は比較的小さくなることが分かる。

$t = 20 \text{ mm}$ の場合、断面積の減少だけが影響していると考えると、応力－ひずみ曲線がナックルするときの応力は、例えば、 $2a = 400 \text{ mm}$ で $\sigma_x/\sigma_Y = 0.6$ 、 $2a = 500 \text{ mm}$ で σ_x/σ_Y

$= 0.5$ となるはずであるが、図中のナックル点はこれらの応力より高いことが分かる。上述の降伏域は、き裂を有する断面付近のみに局部的に存在し、この部分だけが局部的に圧縮されることになる。この時、圧縮に対するポアソン効果で幅方向に伸びようとするが、周辺直線保持の条件より伸びることは出来ず、結果として幅方向にも圧縮応力が生じることとなる。つまり降伏域は2軸圧縮状態となる。ミーゼスの降伏条件下では、 $\sigma_x > \sigma_y$ の状態では $\sigma_x > \sigma_y$ となり降伏応力を超えることとなる。したがって、上述の応力よりも高い応力値において応力-ひずみ曲線がナックルしていると考えられる。また、き裂が長くなるに従って最終強度を迎える（座屈が発生する）ひずみが大きくなっていく。これは上述のき裂によって座屈が発生し難くなるメカニズムによる。

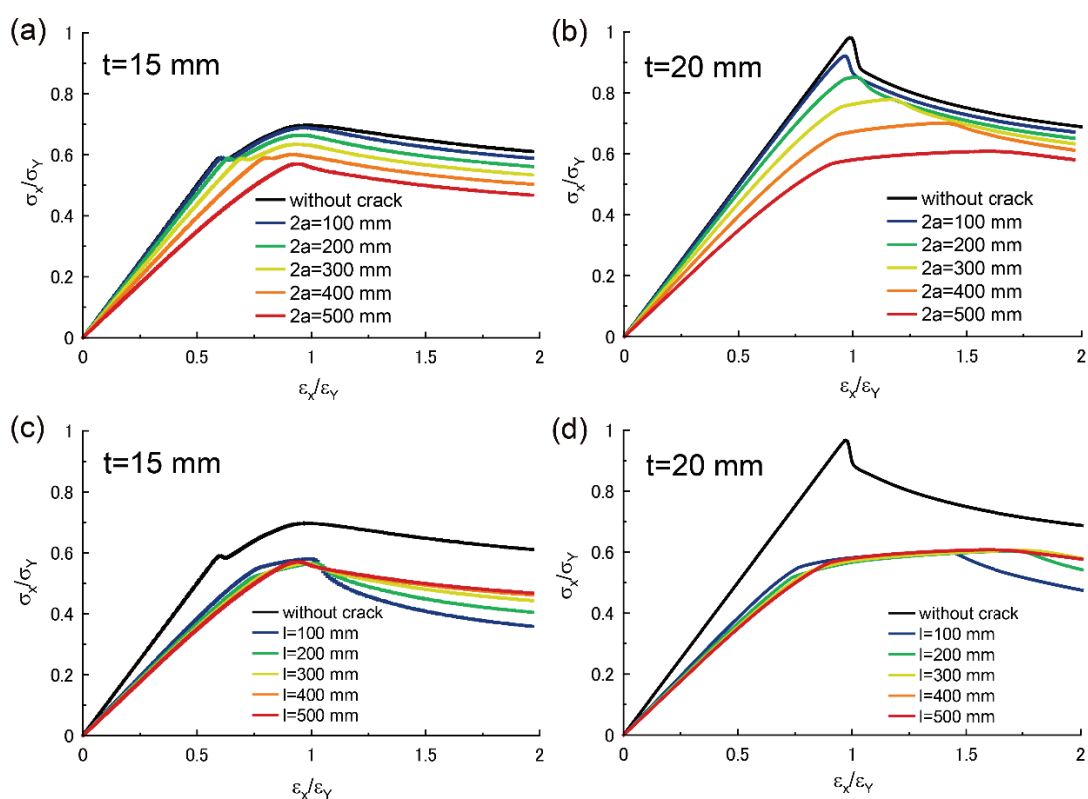


Fig. 3-3 Collapse analysis of a cracked plate employing shell model. (a) $l=500$ mm, $t=15$ mm. (b) $l=500$ mm, $t=20$ mm. (c) $2a=500$ mm, $t=15$ mm. (d) $2a=500$ mm, $t=20$ mm

き裂長さを固定し ($2a = 500$ mm) , き裂位置 l を変更した場合のパネル板厚 $t = 15, 20$ mm における無次元化した荷重-変位曲線を Fig. 3-3(c), (d) に示す。

パネル板厚 $t = 15$ mm の場合、き裂がパネル境界に近い (l が小さい) と座屈変形の後に最終強度を迎えていることが分かる。いずれのケースも最終強度は大きく変わらないが、その後の強度低下はき裂位置が支持部に近いほど顕著になる。これは、き裂周辺に発生する圧縮ひずみが長さ方向の一部に集中することによって、幅方向の断面全体に

渡り塑性域が拡がり、大きな強度低下を招くことによる。

$t = 20 \text{ mm}$ のパネルは最終強度時まで座屈変形はほぼ生じないことから、き裂位置を変化させても、上述の降伏を伴う挙動はほぼ同じとなるので、初期剛性、最終強度とも大きな違いは見られない。ただし、き裂位置が端部に近づくと従い、最終強度を迎える（座屈変形が生じる）ひずみは小さくなっている。き裂面は荷重を伝達しないため、き裂近傍での荷重方向応力はほぼゼロとなるが、パネル境界に近づくとつれて応力が増加していく。き裂位置がパネル境界に近づくと、一方の側はパネル境界から遠くなるので、き裂がパネル中央にある場合に比べてパネル中央付近の応力が高くなる。この応力が座屈変形を生じさせることになるため、き裂位置がパネル境界に近づくとほど座屈が早期に発生することとなる。

以上の結果から、き裂接触を考慮しないシェルモデルにおいて最終強度解析を行った場合、無き裂パネルと比較して大幅な初期剛性や最終強度の低下を現す結果となることが分かる。き裂の隙間が大きいと仮定した場合、このようにシェルモデルでの解析で最終強度評価が可能であるが、き裂が接触する程度に小さな隙間の場合は、パネルの圧縮変形過程において互いのき裂面が交差するという物理的に不自然な計算を行っていることになる。

3.3 シェルーソリッドモデルによるき裂を有するパネルの解析

3.3.1 シェルーソリッドモデルの精度検証

前章に示したように隙間の小さいき裂損傷を有するパネルをシェル要素でモデル化する場合、物理的に不自然な現象が生じる。そこで本章では、き裂近傍の領域にソリッド要素を用いたシェルーソリッドモデルを用いて、き裂接触の影響を考慮した解析を行う。シェルーソリッドモデルによる貫通き裂近傍のモデル図を Fig. 3-4(b) に示す。

シェル要素およびソリッド要素のサイズは縦横に 25 mm とし、き裂先端を中心として x, y 方向に 2 分割した。ここでソリッド要素を用いたモデル化範囲は、計算コストを抑制するためには解析精度に影響の少ない範囲までに小さくすることが望ましい。はじめに、シェルモデルの座屈荷重値を正としソリッド要素領域のモデル化指針を示す。Fig. 3-5 に、横軸にソリッド要素領域の荷重方向 (x 方向) 長さを、縦軸に 1~5 次までの座屈荷重値をシェルモデルによる座屈荷重値で無次元化した値を示す。この結果から、ソリッド要素としてモデル化する荷重方向の長さが座屈荷重値に及ぼす影響は小さいことが分かる。よって、ソリッド要素の荷重方向長さは最小限の 100 mm とした。

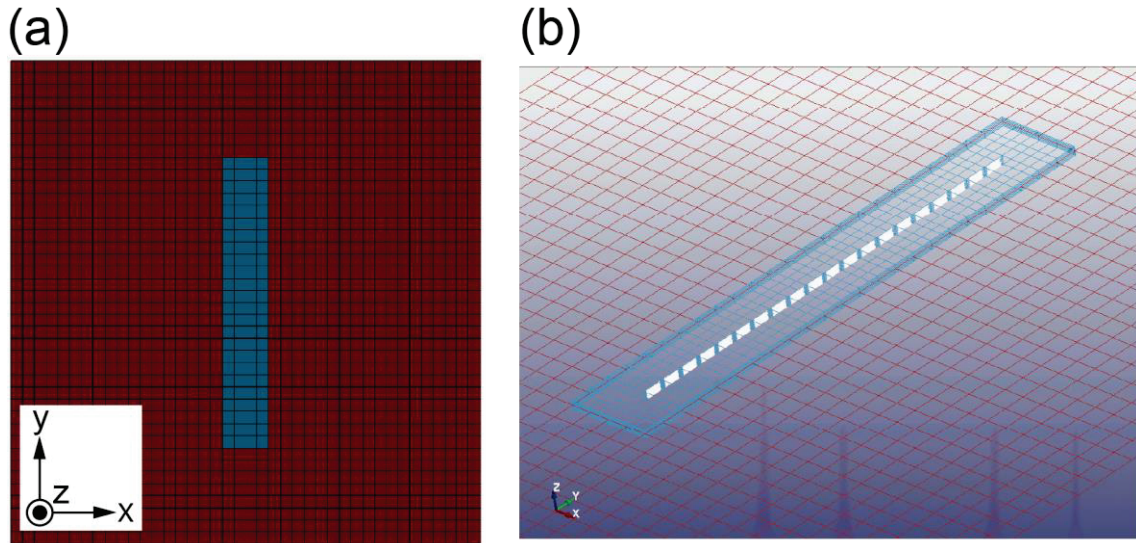


Fig. 3-4 Shell-Solid model. (a) Shell-Solid model including a through-crack. (b) Definition of contact condition

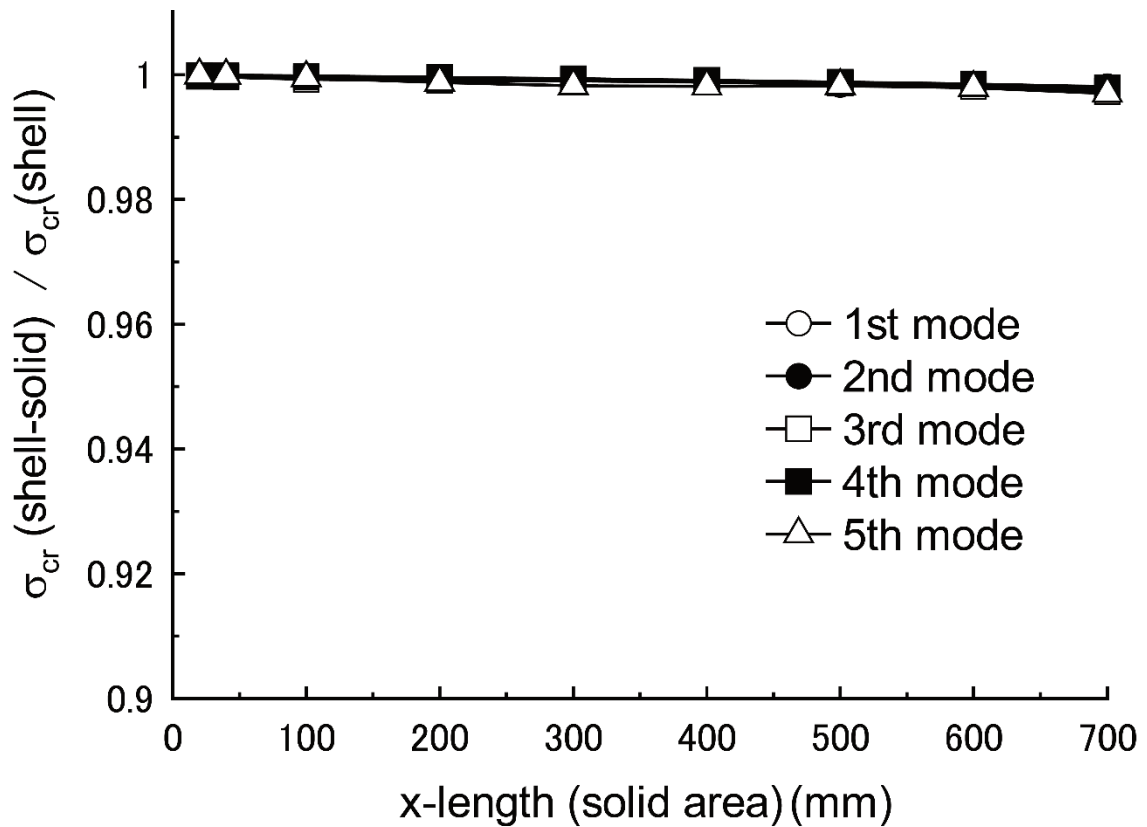


Fig. 3-5 Comparison of buckling load varied by the length of solid area for each buckling modes

次に、ソリッド要素の板厚方向の要素分割数について検証した。動的陽解法ではステップサイズが要素代表長さに依存する。つまり、この板厚方向のソリッド要素高さがステップサイズを決定するため、板厚方向の要素分割数は少ない方が望ましい。板厚方向の要素分割数を変化させた場合の座屈荷重値の変化を Fig. 3-6 に示す。横軸にソリッド要素領域の板厚方向の分割数を、縦軸に 1~5 次までの座屈荷重値をシェルモデルによる座屈荷重値で無次元化した値を示す。要素分割が粗いと、計算結果として得られる座屈荷重値の精度は悪く、分割数を細かくすることで値が収束することが分かる。よって本研究では、座屈荷重値への影響が少ないと見なせる 8 分割でモデル化した。

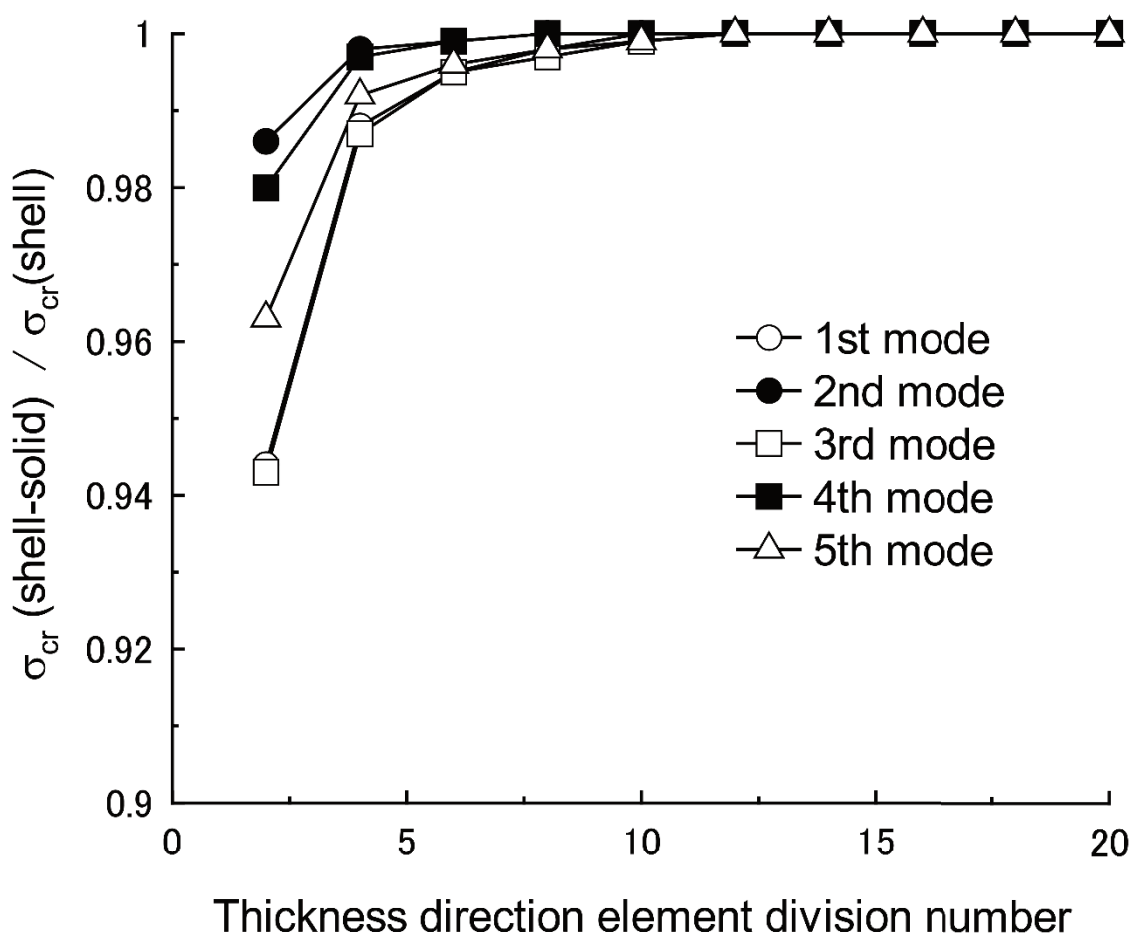


Fig. 3-6 Comparison of buckling load varied by the division number for thickness direction

最終強度解析におけるき裂面の接触計算は、LS-DYNA における接触表現のうち、要素同士の接触を忠実に判定可能な*CONTACT_AUTOMATIC_SURFACE_TO_SURFACEを用いた。この計算では、接触面の節点に対して貫入量とヤング率に比例するペナルティ係数を掛けて接触力を導入し貫入を防いでいる。また、き裂面の摩擦係数はゼロとしている。

はじめに、無き裂パネル、およびき裂接触を考慮しないき裂を有するパネルに対してシェルソリッドモデルを用いた場合の解析精度の検証を行った。き裂位置は $l = 500$ mm, き裂長さは $2a = 500$ mm としてパネル板厚 $t = 15$ および 20 mm の周辺単純支持パネルを用いた。

最終強度解析の結果を Fig. 3-7(a), (b) に示す。比較の為にシェルモデルの結果も併せて示す。無き裂パネルのシェルソリッドモデルの結果は、無き裂のシェルモデルと同等の結果を、また接触を考慮しないき裂を有するシェルソリッドモデルの結果は、き裂を有するシェルモデルの結果と同等の結果を得ていることが分かる。

また、シェルソリッドモデルにおいて接触を考慮しない場合と、考慮した場合のき裂近傍の変形図を Fig. 3-8(a), (b) にそれぞれ示す。き裂接触を考慮しない場合、ソリッド要素同士が貫入した状態になっているのに対して、接触を考慮した場合、要素面同士が貫入せずき裂面の接触状態を正常に表現できていることが分かる。以上により、本解析で採用したシェルソリッドモデルの妥当性が確認できた。

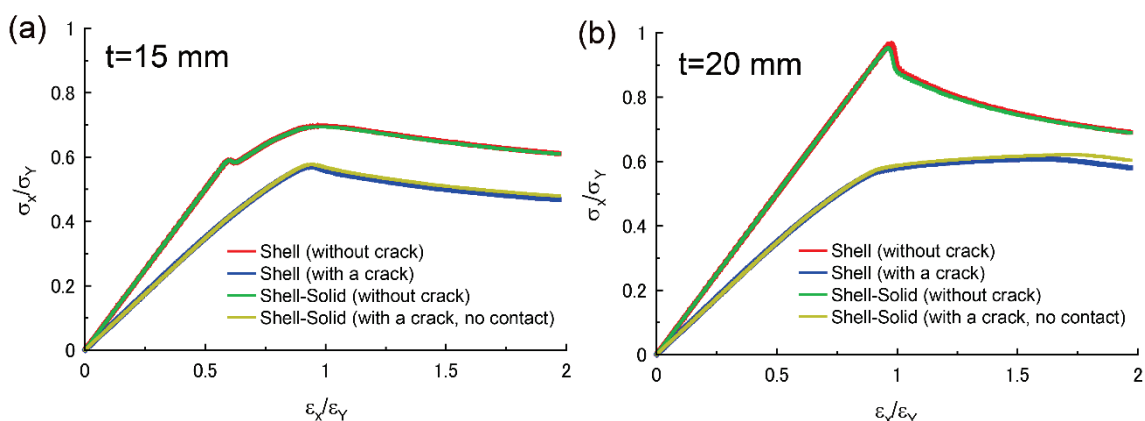


Fig. 3-7 Examination of accuracy in the shell-solid model employing intact plate and cracked plate without contact condition. (a) $t=15$ mm. (b) $t=20$ mm

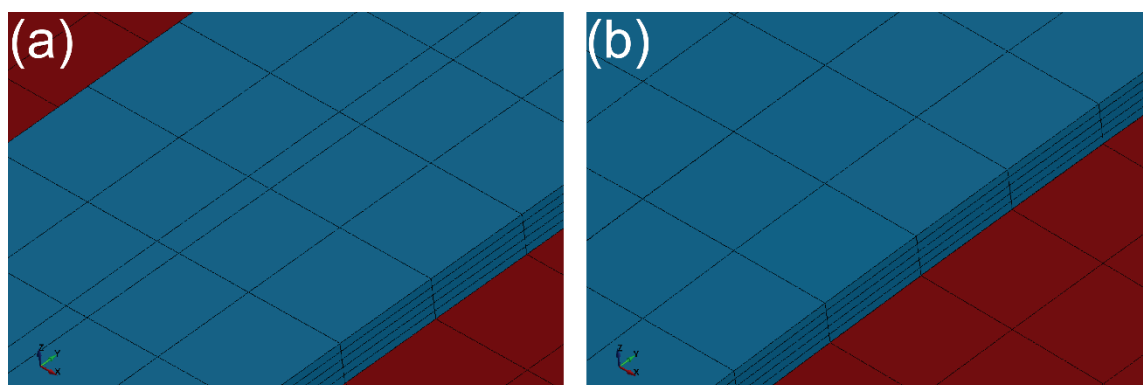


Fig. 3-8 Shell-Solid model including a through crack. (a) Without contact condition. (b) With contact condition

3.3.2 き裂接触を考慮した最終強度解析

次に前節のモデルを用いて、き裂接触を考慮した場合の最終強度解析を実施した。き裂長さ $2a = 500 \text{ mm}$ のき裂が位置 $l = 500 \text{ mm}$ に存在する場合の、パネル板厚 $t = 15, 20 \text{ mm}$ における結果を Fig. 3-9(a), (b) に示す。ここでは、無き裂のシェルソリッドモデル、き裂接触を考慮したシェルソリッドモデル、およびき裂を有するシェルモデルの結果を比較する。

き裂の接触を考慮していないシェル解析では、初期剛性、最終強度ともかなり低い値をとるが、き裂面の接触を考慮することで、最終強度まではき裂のない場合とほぼ同じ挙動となり、最終強度後はき裂面の接触を考慮しない場合の結果に漸近していくことが分かる。最終強度後に座屈変形が生じると、曲げの引張り側でき裂が開き、圧縮側でき裂が閉じることになる。この場合、荷重を伝達できる面積が減少することになるため、最終強度後の耐力低下は無き裂の場合に比べて大きくなる。

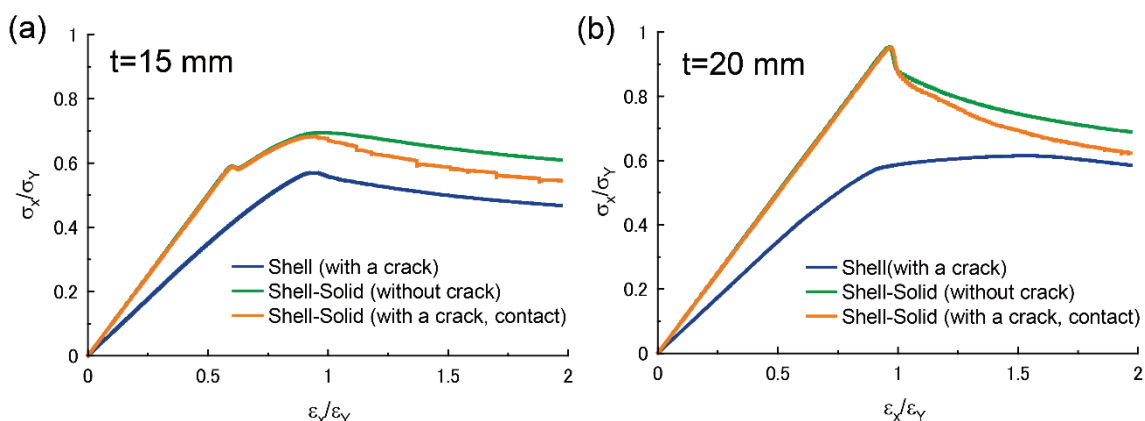


Fig. 3-9 Collapse analysis of a cracked plate employing shell-solid model considering contact condition. (a) $l=500 \text{ mm}$, $t=15 \text{ mm}$. (b) $l=500 \text{ mm}$, $t=20 \text{ mm}$

Fig. 3-10 には、パネル板厚 $t = 15 \text{ mm}$ の場合における、き裂接触を考慮しないシェルモデルの $\epsilon_x / \epsilon_y = 0.5, 1.0, 1.5$ の時点での荷重方向応力の分布図を、Fig. 3-11 にはき裂接触を考慮したシェルソリッドモデルの荷重方向応力の分布図を並べて示す。このコンター図においては、青色領域が無応力状態を、赤色領域が降伏応力に近いもしくは超えた状態を示している。また、Fig. 3-12, Fig. 3-13 には、塑性ひずみ分布図を同様に示す。このコンター図においては、青色領域が塑性ひずみがゼロの状態を、赤色領域は塑性ひずみが 0.001 を超えて発生していることを示す。

Fig. 3-10 を見ると、シェルモデルではき裂位置で荷重を伝播しないため、载荷の初期段階からき裂面で応力がほぼゼロとなり、き裂先端で応力が集中していることが分かる。また、Fig. 3-12 から、最終強度以降においてもき裂近傍で塑性変形が集中していること

分かる。一方、Fig. 3-11 のシェル-ソリッドモデルではき裂面の接触により全面に圧縮荷重が分布しき裂の影響による応力集中はほとんど見られない。また Fig. 3-13 から、塑性ひずみはき裂面の接触によってパネルの広範囲に分布することが分かる。なお、Fig. 3-11 においてき裂面が周辺より低い応力分布になっているのは、き裂面が部分的に接触しているためである。

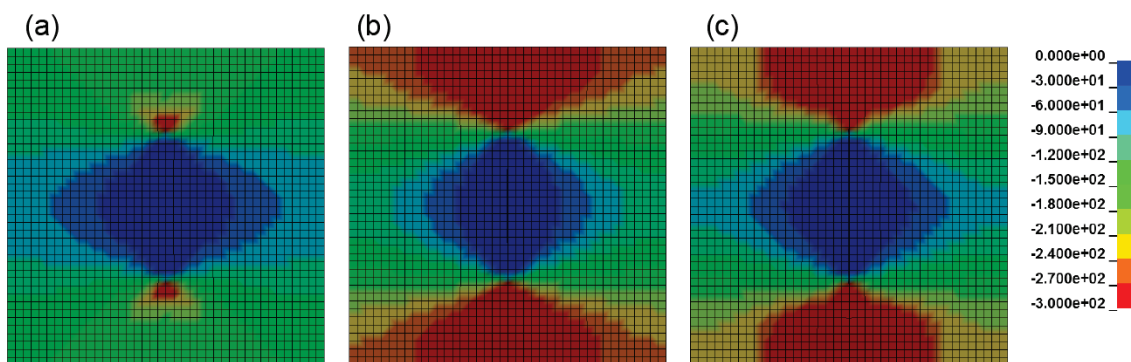


Fig. 3-10 Stress distribution σ_{xx} of shell model (with a crack), $t=15$ mm. (a) $\epsilon_x/\epsilon_y=0.5$, (b) $\epsilon_x/\epsilon_y=1.0$, (c) $\epsilon_x/\epsilon_y=1.5$

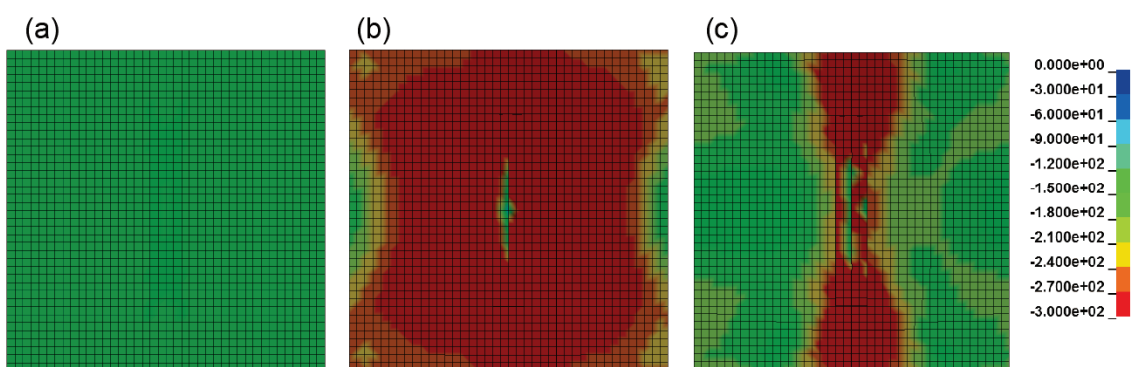


Fig. 3-11 Stress distribution σ_{xx} of shell-solid model (with a crack contact), $t=15$ mm. (a) $\epsilon_x/\epsilon_y=0.5$, (b) $\epsilon_x/\epsilon_y=1.0$, (c) $\epsilon_x/\epsilon_y=1.5$

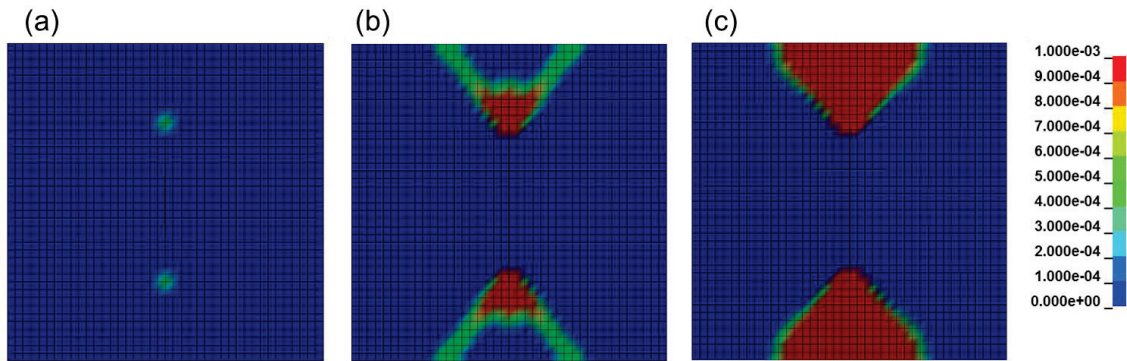


Fig. 3-12 Plastic strain distribution of shell model (with a crack), $t=15$ mm. (a) $\varepsilon_x/\varepsilon_Y=0.5$, (b) $\varepsilon_x/\varepsilon_Y=1.0$, (c) $\varepsilon_x/\varepsilon_Y=1.5$

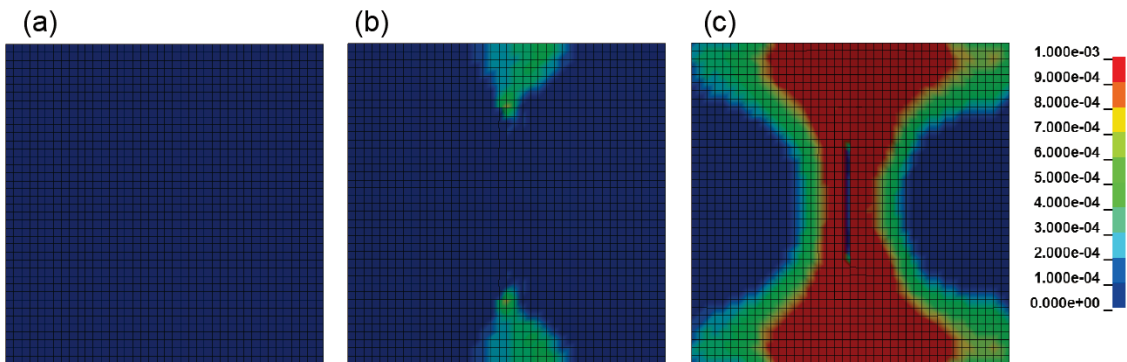


Fig. 3-13 Plastic strain distribution of shell-solid model (with a crack contact), $t=15$ mm. (a) $\varepsilon_x/\varepsilon_Y=0.5$, (b) $\varepsilon_x/\varepsilon_Y=1.0$, (c) $\varepsilon_x/\varepsilon_Y=1.5$

3.3.3 き裂長さの影響

次に、き裂位置を $l = 500$ mm として、き裂長さ $2a$ が変化した場合の最終強度解析を実施した。パネル板厚 $t = 15, 20$ mm の結果を Fig. 3-14(a), (b) にそれぞれ示す。グラフ中には無き裂パネルの解析結果も併せて示す。

パネル板厚 $t = 15$ mm の場合、最終強度前に座屈が発生し面外変形が生じるが、同時にき裂面の接触が発生することによって荷重が伝播するため、パネルが支える荷重の低下量は小さい。一方、最終強度後には面外変形が生じるため、き裂長さが大きくなるに従って荷重低下の割合も増大する。パネル板厚 $t = 20$ mm の場合も同様に、最終強度に達するまでは無き裂パネルと同じ挙動を示すが、その後、面外変形の成長と共にき裂接触面積が減少し強度は低下する。

パネル板厚が 15 mm, 20 mm のいずれの場合においても、最終強度に達するまではき裂の長さの影響はほぼ見られないが、板厚 15 mm の場合においてはき裂が長くなるに従って若干ながら最終強度が低下していく。このケースでは、最終強度に達する前に

座屈変形が生じるため、比較的早い段階からき裂面上部での開口とき裂面下部での接触の状態となり、荷重伝達面の減少が生じていることになる。そのため僅かではあるものの、き裂長さに従って最終強度が低下する。また、最終強度後の耐力の低下は板厚が 15 mm, 20 mm のいずれの場合でも、き裂長さに従って大きくなる。これは、Fig. 3-9 の考察で述べた荷重伝達面の減少によるものであり、その影響はき裂が長くなるほど大きい。

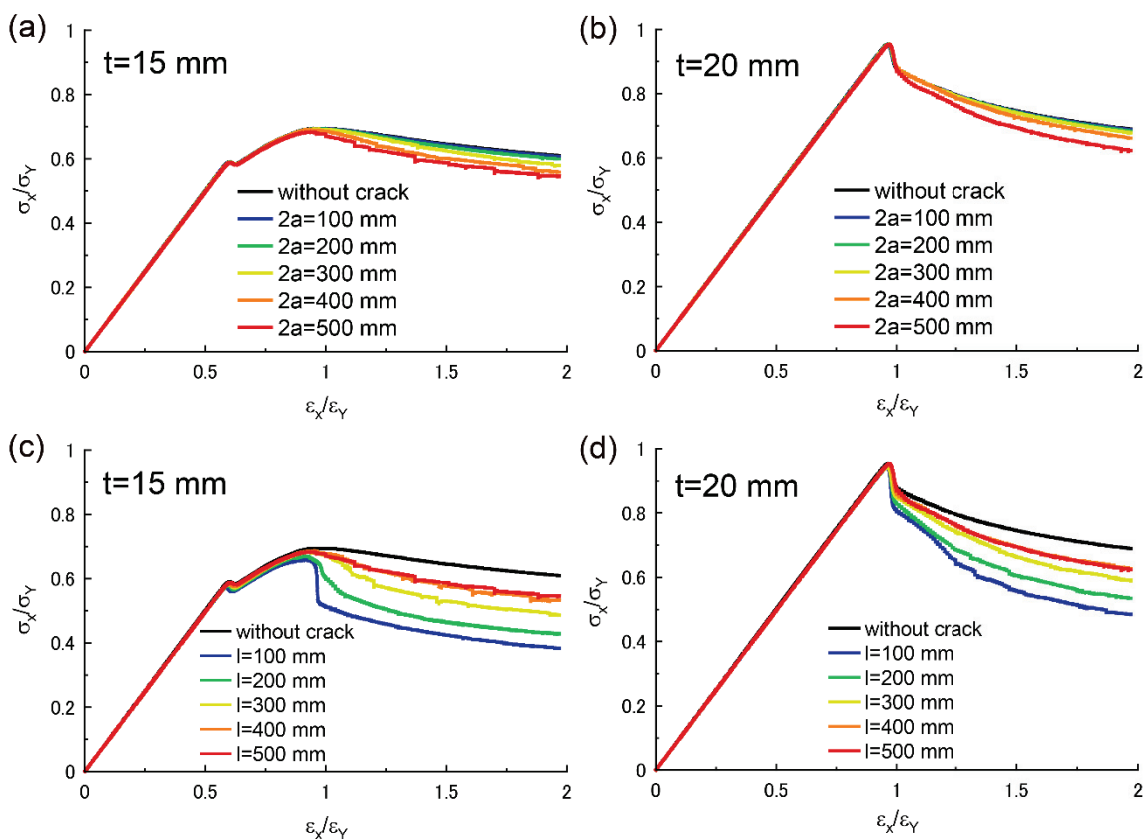


Fig. 3-14 Collapse analysis of a cracked plate employing shell-solid model. (a) $l=500$ mm, $t=15$ mm. (b) $l=500$ mm, $t=20$ mm. (c) $2a=500$ mm, $t=15$ mm. (d) $2a=500$ mm, $t=20$ mm

また、Fig. 3-15 にはき裂位置での断面の変形図をき裂長さごとに示す。パネルの中央にき裂を挿入した場合であっても、座屈変形後に非対称のモードが現れ、結果として接触しているき裂面が板厚 (z 軸) 方向にずれる現象が確認できる。本解析は準静的な条件ながら動解析を実施しているために構造内に微小振動が伝播しており、その結果として、ずれが生じる安定な変形(エネルギーが低い変形)に遷移したものと考えられる。これにより荷重を伝達できる面積が減少し、耐力低下の要因となる。

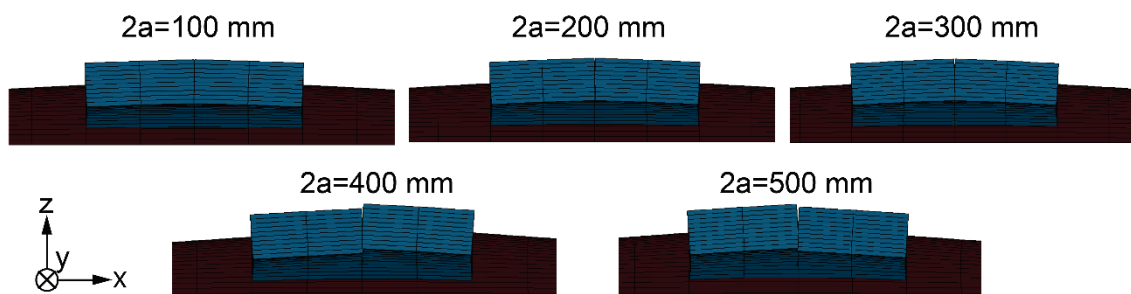


Fig. 3-15 Deformation of post ultimate strength state for crack length $2a=100-500$ mm ($l=500$ mm, $t=20$ mm)

3.3.4 き裂位置の影響

最後に、き裂長さを $2a = 500$ mm の一定値として、き裂位置 l を変化させた場合の最終強度解析を実施した。パネル板厚 $t = 15, 20$ mm の結果を Fig. 3-14(c), (d) にそれぞれ示す。き裂位置がパネル中央から荷重辺に近づくとき、座屈を生じた際にき裂面のずれが発生しやすくなる。Fig. 3-16 に最終強度後のき裂近傍の断面の変形図を示す。板厚が 15 mm, 20 mm のいずれの場合でも、最終強度に達するまでき裂位置の影響はほぼ見られないが、板厚 15 mm の場合では、最終強度に達する前に座屈変形が生じ、き裂面のずれが発生するため、き裂位置が荷重辺に近づくほど最終強度が低下する。これは、座屈変形による面外のたわみ角が大きいほどき裂面のずれが大きくなることによる。本例は 1 半波の座屈モードであるため、この影響は荷重辺に近づくほど大きくなる。また、このき裂面のずれは最終強度後に顕著に表れ、結果としてパネル板厚 $t = 15, 20$ mm のいずれの場合でも、き裂が荷重辺に近づくほど最終強度後の耐力の低下は大きくなっている。

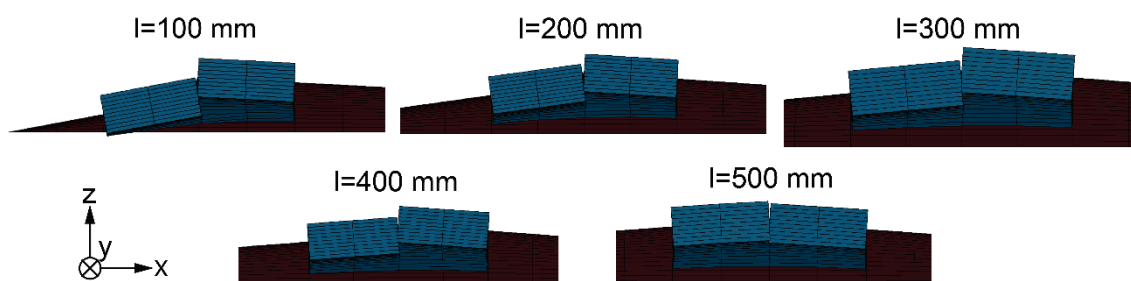


Fig. 3-16 Deformation of post ultimate strength state for crack position $l=100-500$ mm ($2a=500$ mm, $t=20$ mm)

3.4 第3章結言

き裂を有するパネルの圧縮最終強度解析において、き裂の隙間が大きく接触しない場合は、シェルモデルにより最終強度評価が可能である。一方、疲労き裂のように隙間が小さい場合には、き裂接触を考慮する必要がある。本研究ではシェルスリッドモデルを採用し、き裂を有する矩形パネルの精度検証を行い、最終強度解析において十分な精度を持つモデル化を行なうことができた。

き裂面の接触を考慮しないシェルモデルの解析では、き裂が長くなるほど、初期剛性、最終強度が低下する。また、き裂の位置が境界に近くなるほど、最終強度後の荷重の低下が顕著であることが分かった。次に、き裂面の接触を考慮可能なシェルスリッドモデルを用い、き裂が最終強度へ及ぼす影響を検証した。き裂面の接触を考慮しない場合には、き裂の存在により最終強度は大幅に低下するが、接触を考慮することで無き裂パネルと同等の最終強度が得られることが分かった。したがって、従来のシェルモデルによる接触を考慮しない最終強度解析では、過度に安全側の評価を行っている場合があることを示した。

また、シェルスリッドモデルを用いた解析により、き裂面の接触を考慮した場合、き裂によるパネルの圧縮崩壊強度の低下は、その長さよりも位置による影響が大きいことが分かった。これは面外変形によってき裂面のずれが発生し、荷重伝播面積が減少することが要因である。船体構造部材のうちでも、き裂が存在しその開閉口挙動が構造全体に影響を及ぼす可能性があるのは、主にデッキおよび二重底部の部材と思われる。そのような構造部材にき裂を挿入した本アプローチを用いて構造強度に与える影響を考えることは、船体構造の信頼性および安全性評価のために意義があると考えられる。

第4章 引張および圧縮荷重を受けるき裂損傷を有する矩形パネルの崩壊挙動

船体構造，特に溶接継手においては，疲労損傷が顕著に進展すること，また繰り返し荷重によってき裂が発生することが知られている．本章では，荷重方向への貫通き裂を含む船底パネルを想定し，引張および圧縮荷重を繰り返し受けるき裂損傷を有するパネルについて崩壊挙動の検証を行った．

ここで，き裂面の隙間はパネルの初期段階の厚さに対して非常に小さいと仮定すると，き裂が存在するパネルに引張荷重が加えられるとき裂は徐々に開口し，き裂先端の周囲には降伏が生じる．よって，き裂面の隙間は拡張し，き裂先端形状の鈍化が生じることになる．引張荷重の後に圧縮荷重が負荷される際には，弾性および弾塑性の座屈が発生し得る．加えて，き裂面は徐々に接近し，互いに接触することがある．

本章では，前章で示したシェルソリッドモデルを拡張し，引張および圧縮の繰り返し荷重を受けた矩形パネルの座屈および最終強度挙動を検証する．ここでは，き裂損傷を有するパネルの座屈および崩壊挙動について，応力-ひずみ曲線に合わせ，き裂開口変位 (Crack Opening Distance (COD)) に関してもパネルのアスペクト比および荷重振幅による影響を調査する．

4.1 き裂を有する矩形パネルモデル化

き裂損傷を有するパネルの座屈および崩壊挙動を解析するために，前章と同様のシェルソリッドモデルを適用した．本章では，パネルの幅 L_y は 1,000 mm の一定値とし，パネルの長さ L_x を 1,000mm, 2,000mm, 3,000mm と変化させアスペクト比による影響を調査した．また，パネル板厚は 15 mm と 20 mm の2ケースとし，座屈に伴う面外変形の影響を検証した．その他の境界条件や材料特性などの解析条件は，前章と同様である．

繰り返し荷重として，はじめに一定の引張荷重を与えた後に，最終強度を超えるまで圧縮荷重を負荷した．この引張荷重は，損傷を受けたパネルが局所的に大きな変形を受けた場合を想定しており，降伏ひずみ ε_y に対して 100%，200% の荷重の2ケースでそれぞれの影響を考察した．また，比較の為に初期の引張荷重が作用しない場合，ならびに無き裂パネルについても同様の解析を行った．

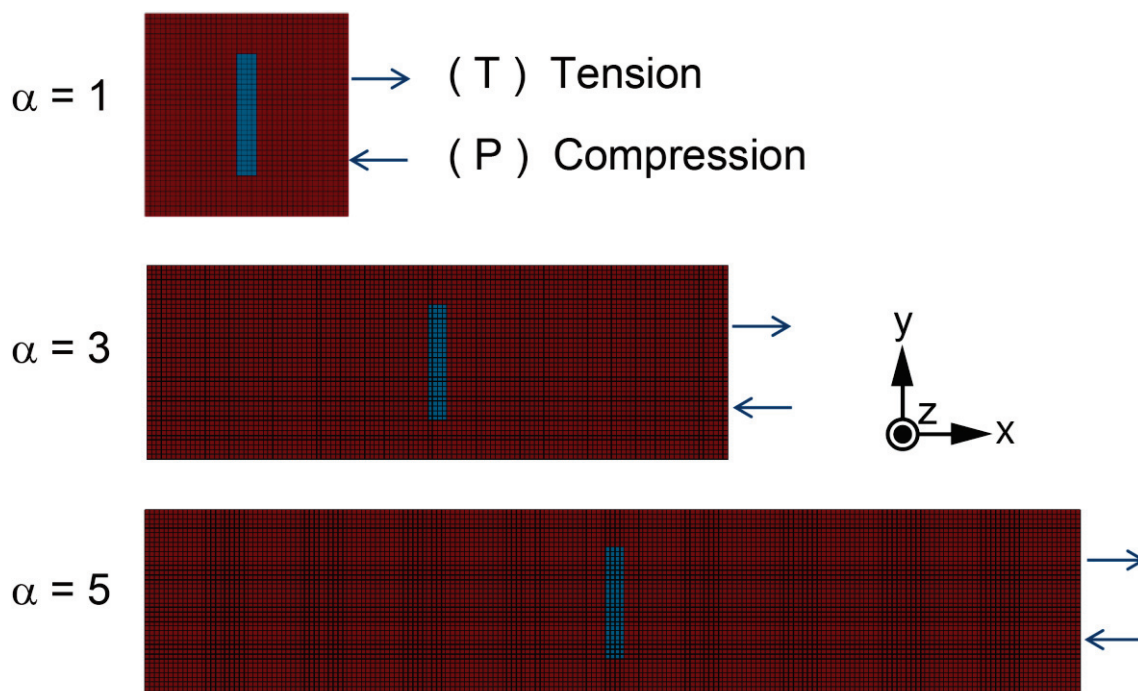


Fig. 4-1 Aspect ratio of the cracked panels

4.2 アスペクト比の違いによる圧縮の基礎的挙動

はじめに、圧縮荷重のみが作用するパネル板厚 $t=15\text{mm}$ の場合の最終強度解析結果を示す。ここでは、き裂幅は 0mm としており、圧縮荷重の発生と同時にき裂面の接触が発生する。Fig. 4-2 (a) は、アスペクト比 $\alpha=1$ のシェルモデルのき裂を有するパネルと、シェル-ソリッドモデルの無き裂およびき裂を有するパネルにおける応力-ひずみ関係を示している。凡例中の(P)は、Fig. 4-1 に対応する圧縮荷重を意味する。ここで、縦軸は降伏応力で、横軸は降伏ひずみで無次元化した値を示している。Fig. 4-2 (b)には、パネル長さを $L_x=3,000$ と $5,000\text{mm}$ とした場合のアスペクト比の変化による影響を示す。最終強度を迎える時点までは同等の剛性を示すが、最終強度後の応力の低下に大きな差異が見られる。これは、アスペクト比が大きくなると、圧縮ひずみ量に対し相対的にき裂周辺の局所変形が大きくなることによる。

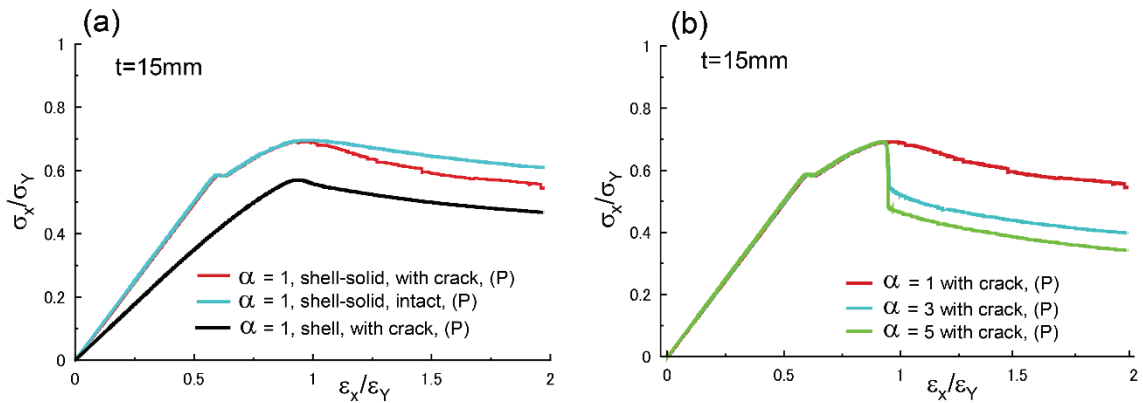


Fig. 4-2 Stress-Strain Profiles of Cracked Panel. (a) $t=15\text{ mm}$, (b) $t=20\text{ mm}$

Fig. 4-3(a), (b) にパネル長さ $L_x=1,000\text{mm}$ と $5,000\text{mm}$ の場合の最終強度時の塑性ひずみ分布を示す。Fig. 4-3(a) に示すアスペクト比が小さいパネルでは、塑性ひずみパネル全体に分布していることが分かる。一方、Fig. 4-3(b) のようにアスペクト比が大きいパネルでは圧縮ひずみが大きくなり、応力集中がき裂の周囲に発生するため、塑性ひずみがき裂の周りに集中して発生していることが分かる。

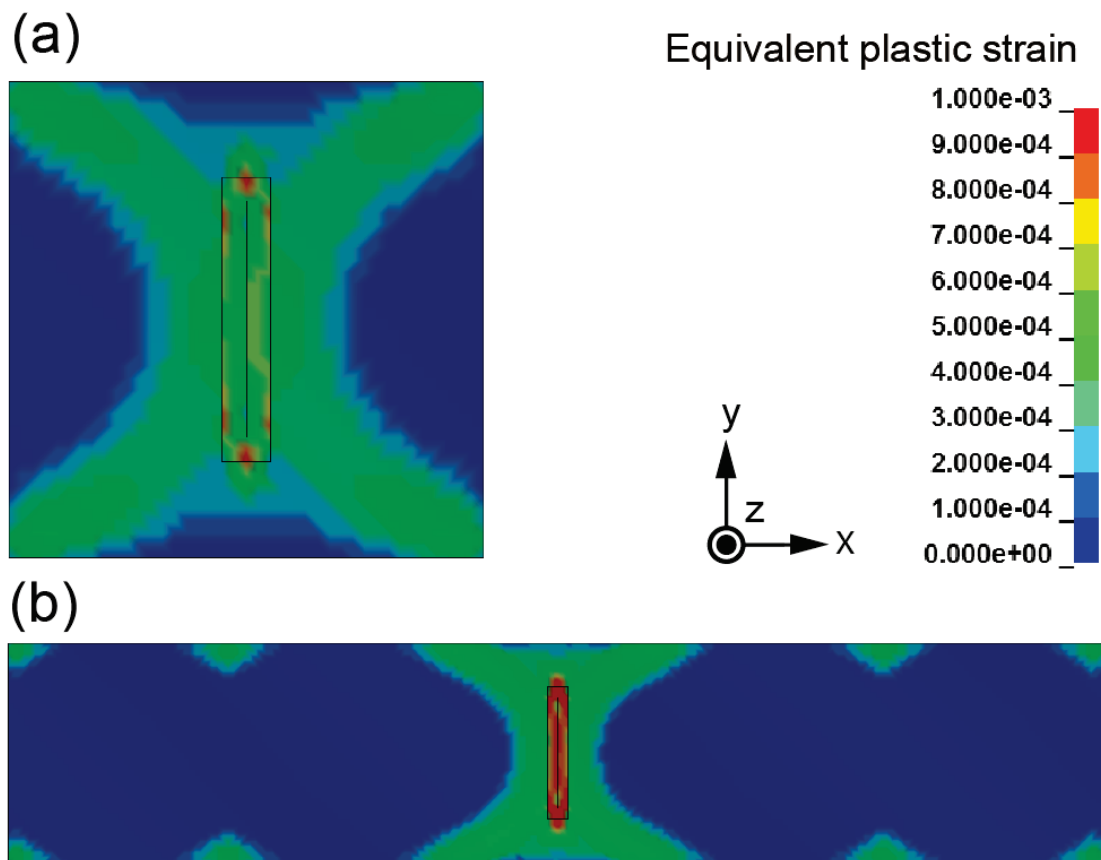


Fig. 4-3 Plastic strain distribution at the ultimate strength, $t = 15\text{ mm}$ (a) $\alpha = 1$, (b) $\alpha = 5$

Fig. 4-4 には、最終強度後におけるき裂位置断面での変形図を パネル長さ $L_x=1,000$ mm および $5,000$ mm の場合で比較して示す。Fig. 4-4 (a) に示すように、アスペクト比 $\alpha=1$ のケースではき裂面の接触面積は最終強度の後にも依然として大きく、Fig. 4-2 (b) に示す応力-ひずみ曲線は最終強度後にも高い値を維持する。

一方、アスペクト比 $\alpha=5$ の場合では、き裂断面位置で板幅方向に渡ってひずみが集中し、最終強度後には局所変形が拡大することによってき裂面の接触面積が小さくなっていることが分かる。これによって、Fig. 4-2 (b) に示す最終強度後の耐力は大きく減少することとなる。

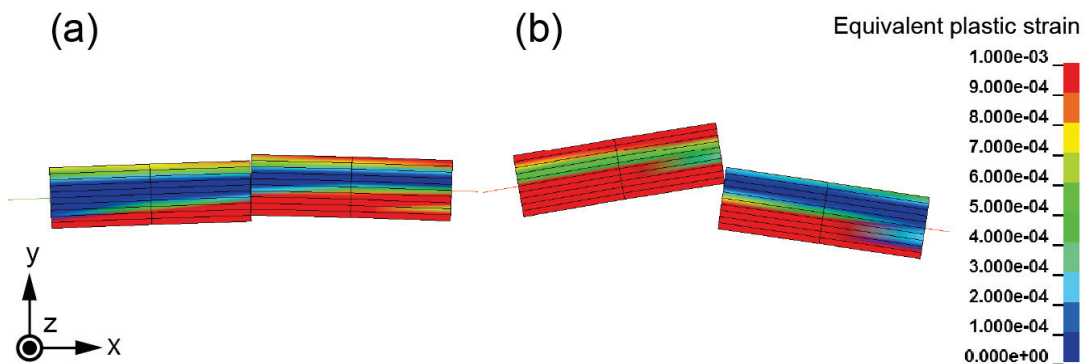


Fig. 4-4 Deformation at the cross section of the cracked panel after ultimate strength, $t = 15$ mm (a) $\alpha = 1$, (b) $\alpha = 5$

4.3 引張り・圧縮の繰り返し最終強度解析

次に、き裂を有するパネルに対し、一定の引張荷重を受けた後に圧縮荷重が作用する場合の挙動を検証した。

4.3.1 繰り返し荷重における最終強度

Fig. 4-5 に、無き裂およびき裂パネルにおける圧縮荷重のみが载荷される場合、また引張降伏ひずみの 100% が载荷された後に圧縮荷重を受ける場合の応力-ひずみ曲線を示す。凡例の(T)は Fig. 4-1 の引張荷重を受けるケースであることを意味している。縦軸は降伏応力で、横軸は降伏ひずみで無次元化した値を示す。グラフの左側の象限は引張領域を、右側の領域は圧縮領域を示している。ここでは、パネル板厚 $t = 15\text{mm}$ 、 $\alpha = 1.0$ としている。

まず、無き裂パネルにおいては引張荷重载荷後の圧縮挙動(図中水色線 “ $\alpha=1$ intact,(T)-(P), 100% ”)は、引張荷重無しの場合(図中緑色線 “ $\alpha=1$ intact,(P)”)と一致している。この

ことから、き裂が存在しない場合には降伏ひずみの 100%の引張荷重が作用しても、圧縮時の挙動は変化しないことが分かる。一方、き裂が存在するパネルにおいては、引張荷重の影響により圧縮時の挙動が変化する。

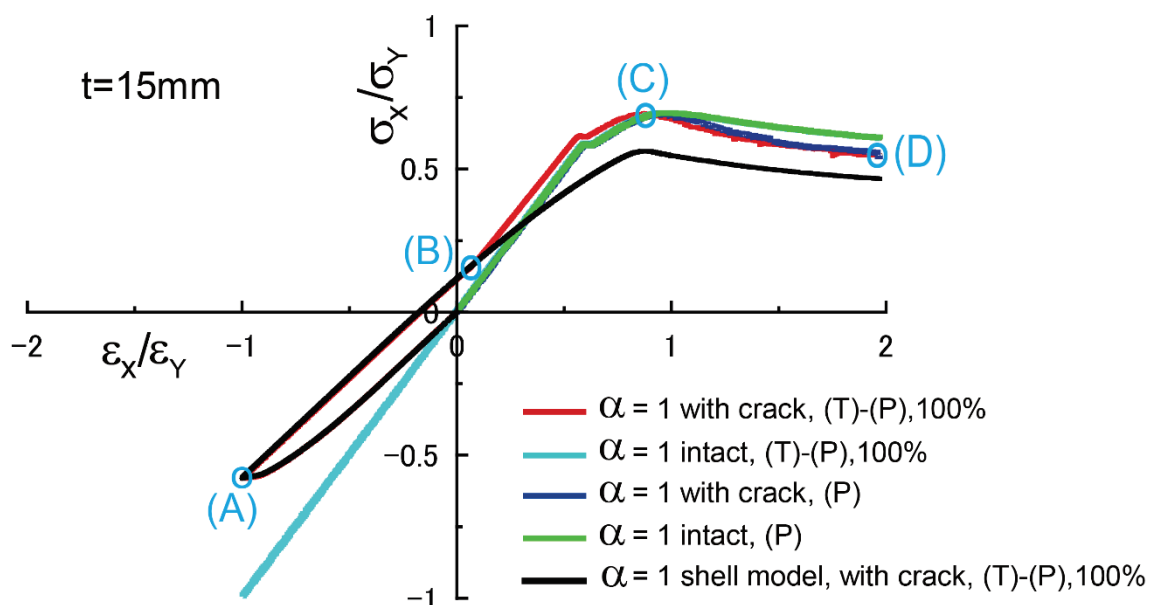


Fig. 4-5 Stress-Strain profile with the cyclic loading (with crack and intact panels)

Fig. 4-6 は、シェルソリッドモデルとシェルモデルのき裂面中間部分の 2 つの節点から得られた COD である。ここで COD は、2 つの節点間の荷重方向の距離で定義される。引張荷重条件下では、シェルソリッドモデルとシェルモデル間の COD はほぼ同じであるが、シェルモデルの COD は圧縮荷重条件下においては負の値を取る。これは、シェルモデルでは接触を考慮しないために、き裂面が互いに交差していることを示している。これは実際の現象としては発生し得ない現象であり、シェルモデルでは圧縮荷重下のき裂パネルの挙動を正確にモデル化できていないことが分かる。一方、シェルソリッドモデルでは圧縮荷重下で COD が 0.0 を保つ、すなわちき裂面の閉口を表現できていることが確認できる。

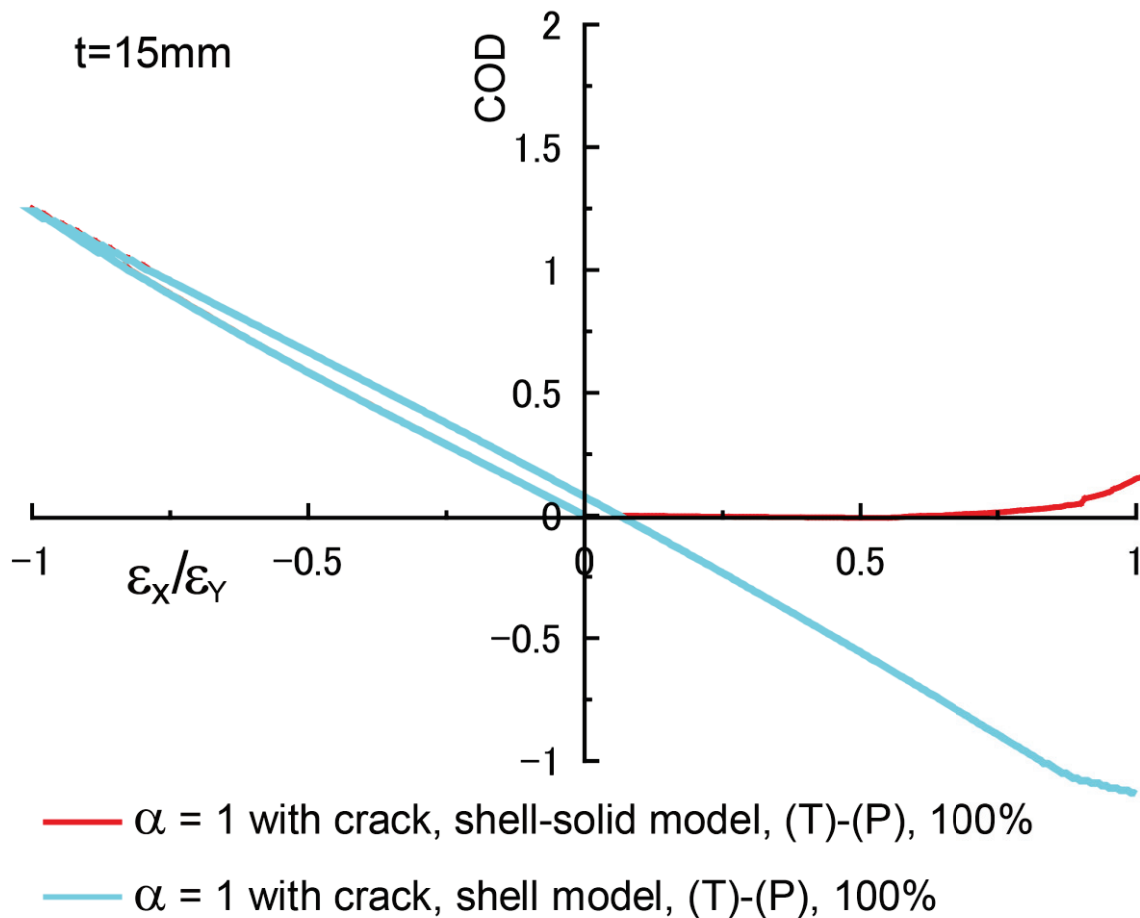


Fig. 4-6 COD for cracked panel with cyclic load (shell model and shell-solid model)

Fig. 4-7 (a)～(d) には、き裂面の接触を考慮した繰返し荷重である Fig. 4-5 の赤線のプロット “ $\alpha=1$ with crack, (T)-(P), 100%” の図中の (A) ～ (D) の状態に対応するパネル上面の相当応力の分布図を示す。図中の赤色の領域は降伏状態にあることを、青色の領域は無荷重状態にあることを示している。

まず、Fig. 4-5 (A) の状態では、き裂パネルに引張荷重が作用しき裂先端部の周辺に応力集中が発生する。引張荷重のピーク時には、Fig. 4-7 (a) に示すように、き裂先端部周辺に降伏が生じる。次に圧縮荷重が作用すると、Fig. 4-5 (B) の段階でき裂面の接触が生じ、剛性が回復する。このとき、無荷重の状態になっても、き裂先端周辺の塑性変形のためにき裂はまだ開口していることに留意されたい。この状態を Fig. 4-7 (b) に示す。その後、Fig. 4-5 (C) では、圧縮荷重を受けて最終強度に達する。この時の応力状態を Fig. 4-7 (c) に示す。そして、Fig. 4-5 (D) では、最終強度が低下し崩壊に至る。この状態では Fig. 4-7 (d) に示すように、き裂位置での面外変形に伴い応力集中が生じる。このように、引張荷重下では塑性変形とき裂開口が生じるが、圧縮荷重下においてはき裂の接触に伴って剛性が回復し最終強度に至る挙動となる。

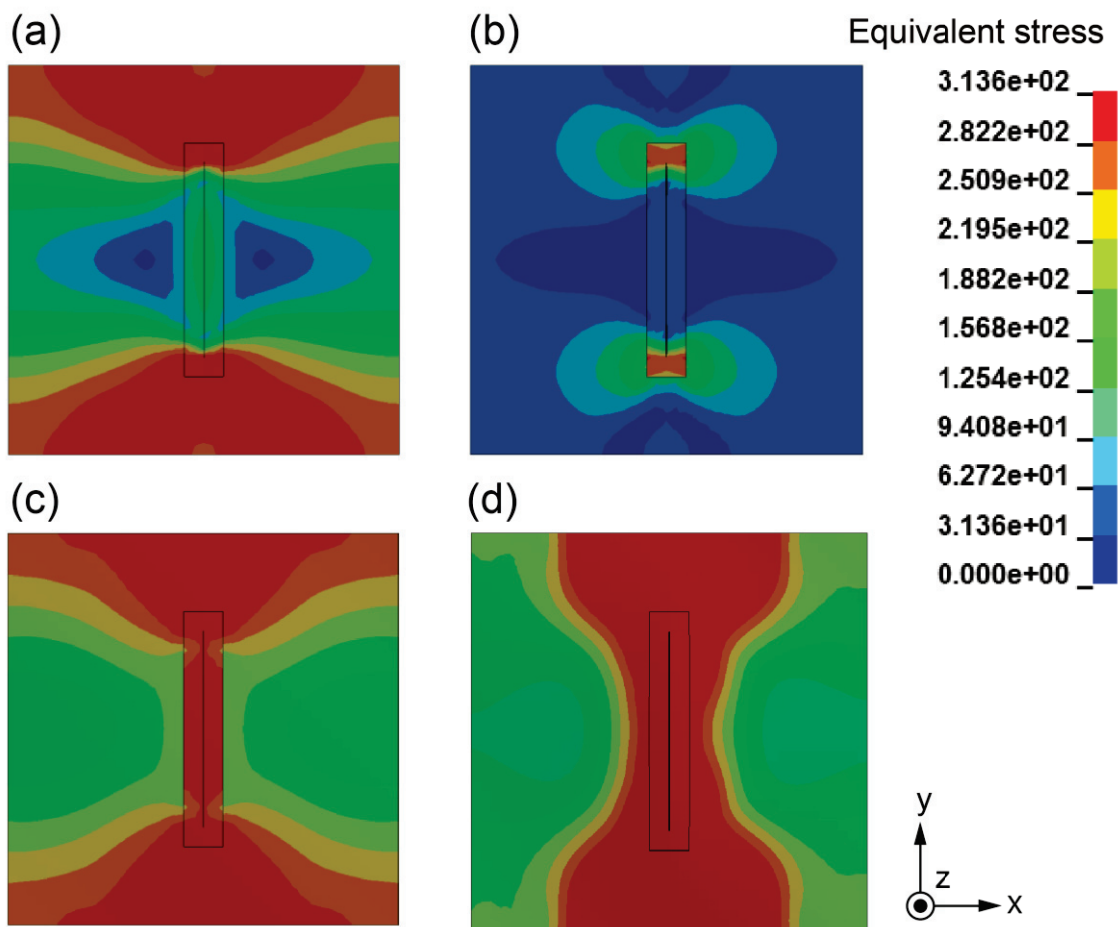


Fig. 4-7 Contour diagram of the stress distribution on the top of panel. (a) Maximum tension (Fig. 4-5(A)), (b) Crack contact (Fig. 4-5 (B)), (c) Ultimate strength (Fig. 4-5(C)), (d) Post ultimate strength (Fig. 4-5 (D))

Fig. 4-8 には、パネル上部の引張および圧縮荷重における塑性ひずみ分布を示す。塑性ひずみはき裂の存在によってき裂両端に集中し、降伏領域が拡大することによって引張り荷重時の剛性が低下する。き裂はこの塑性変形により開口する。Fig. 4-8 (a) に最大引張り荷重時の変形図を示す。この時の COD は、Fig. 4-6 に示すように約 1.25 mm となる。次に圧縮荷重が作用すると、き裂面が開口状態にあるため剛性は低下する。しかし、Fig. 4-7 (b) のように圧縮変形が進行してき裂面の接触が生じると、圧縮剛性は回復する。Fig. 4-5 (B) に示す” $\alpha=1$ with crack, (T)-(P), 100%”の場合、ひずみ 0.06 付近で剛性が変化する点は、き裂面の接触の発生を示している。以降の最終強度までの挙動は、圧縮荷重のみが作用した場合と同様の傾向を示すが、最終強度以降の応力は僅かながら低下する。

Fig. 4-5 の黒線 ” $\alpha=1$ shell model, with crack, (T)-(P), 100%” にはシェルモデルを使用し

た場合の解析結果を併せて示す。シェルモデルの応力-ひずみ曲線はシェルソリッドモデルとほぼ同じであるが、接触条件が考慮されていないため剛性の回復は見られない。よって、最終強度はシェルソリッドモデルに比べ低下する結果が得られる。

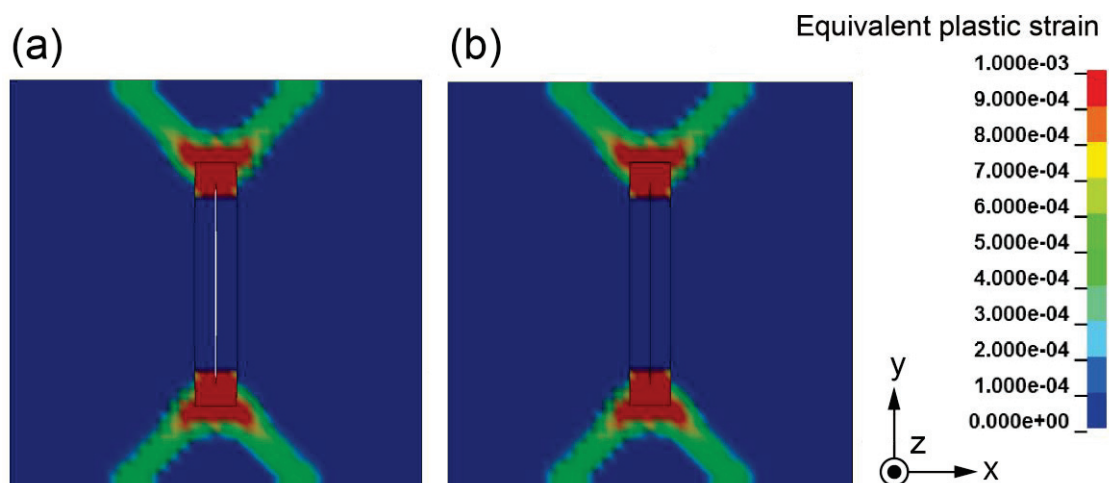


Fig. 4-8 Plastic strain distribution on the top of panel, $t = 15$ mm. (a) Opening crack at $\varepsilon_x/\varepsilon_Y = 1.0$, (b) Closing crack at $\varepsilon_x/\varepsilon_Y = 0.06$

4.3.2 引張ひずみの影響

Fig. 4-9 に初期の引張ひずみを降伏ひずみの 100, 200% に変化させた場合の応力-ひずみ関係を示す。Fig. 4-9 (A) の段階でき裂パネルは降伏ひずみ ε_Y の 100% に当たる引張荷重を受けた状態となる。100% のケースでは、続いて圧縮荷重が作用し、Fig. 4-9 (B) の時点でき裂面の接触が発生する。Fig. 4-9 (C) は、圧縮荷重下での最終強度を示している。Fig. 4-9 (D) では最終強度低下後の崩壊状態を示す。

引張量による影響を調べるため、引張荷重を降伏ひずみ ε_Y の 200% まで増加したケースでの挙動の変化を検証した。Fig. 4-9 (E) がこのときの最大引張状態である。引張量の増加に伴い、Fig. 4-9 (F) や Fig. 4-10 に示すように、降伏領域、塑性残留ひずみ、COD が増加する。 ε_Y の 100% および 200% における COD は、最大引張応力まで単調に増加し、ピーク後に減少する。また、き裂の開閉の COD の経路が異なる点に注意が必要である。これは、き裂先端の周辺に降伏が生じ、互いに異なる塑性変形が生じていることを意味する。Fig. 4-10 に示すように、 σ_x/σ_Y が 0 の時点ではき裂は開口している。この場合、無負荷状態 ($\sigma_x/\sigma_Y = 0.0$) から最終強度に達するまでの変形量は、Fig. 4-9 (G) に示すように ε_Y の約 1.5 倍となり、最終強度も低下することが確認できる。

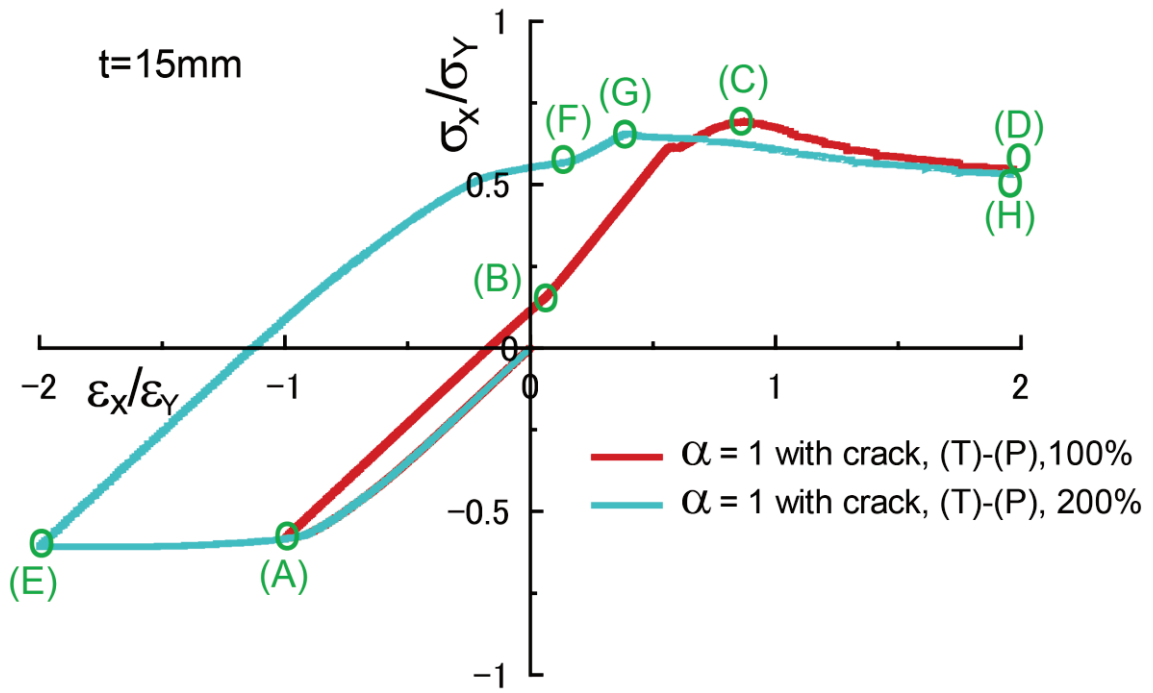


Fig. 4-9 Stress-Strain profile due to the change of the tensile strain

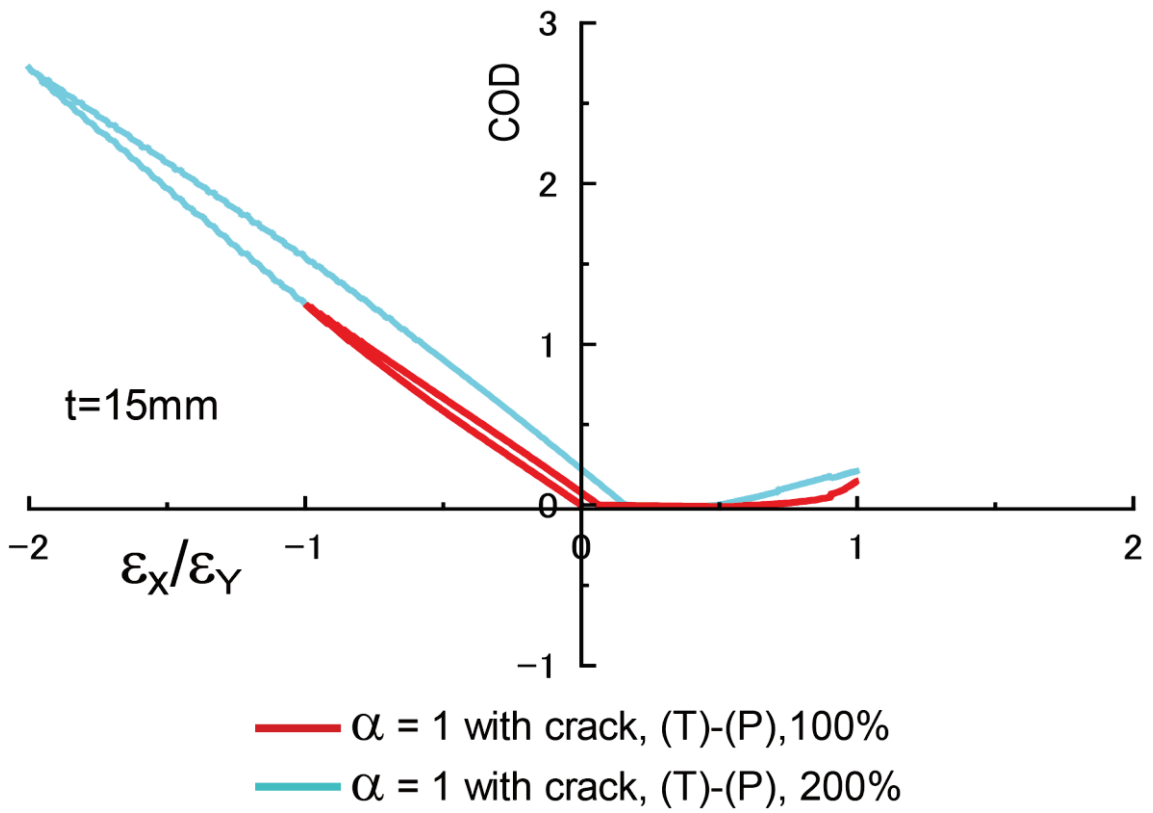


Fig. 4-10 COD due to the change of the tensile strain

4.3.3 アスペクト比の影響

ここでは、パネルのアスペクト比を変化させて解析を行った。Fig. 4-11 に、パネルのアスペクト比を $\alpha=1, 3, 5$ と変化させた場合の繰り返し荷重における応力-ひずみ関係を示す。また、Fig. 4-12 には COD の遷移を示す。ここで、初期の引張荷重は、それぞれの降伏ひずみの 100%に当たる大きさとしている。

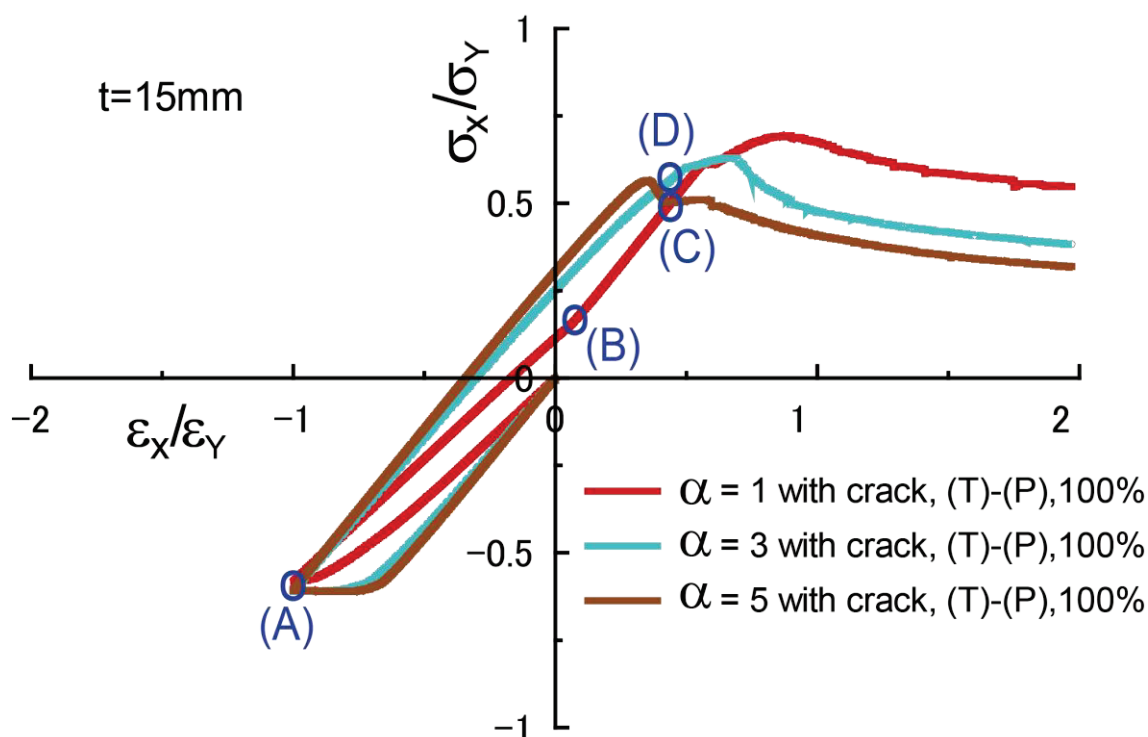


Fig. 4-11 Stress-Strain profile varied by aspect ratio of cracked panel

Fig. 4-11 (A) が、パネルの最大引張荷重状態である。Fig. 4-11 (B) は、 $\alpha=1$ のき裂パネルに圧縮荷重が作用した際のき裂面接触の発生を示す。

アスペクト比が大きい場合、引張荷重を加えると、Fig. 4-12 を見て分かるように、き裂開口変位が大きくなる。その結果、Fig. 4-11 (C), (D) のように圧縮時にき裂面の接触が起こる前に(剛性を回復することなく)最終強度に達し、最終強度後の値も低下した結果が得られる。

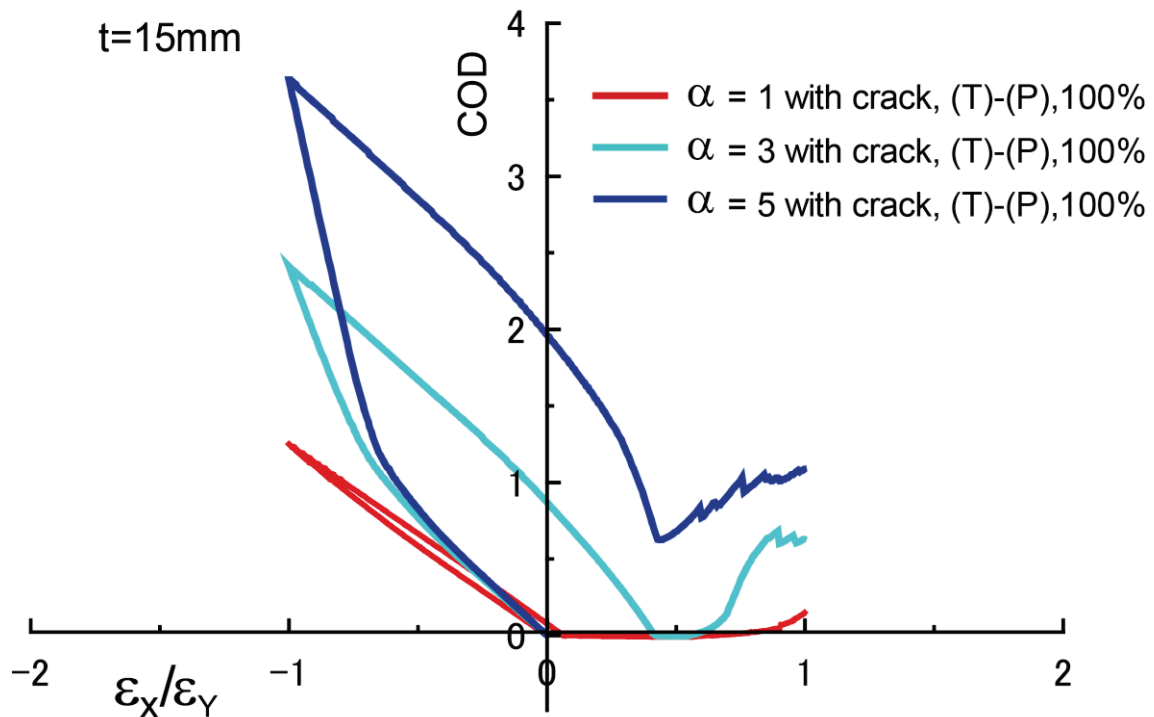


Fig. 4-12 COD varied by aspect ratio of cracked panel

Fig. 4-13 は、 $\alpha = 1$ および 5 の場合の最大張力時における塑性ひずみ分布を示している。き裂が存在すると、荷重方向の変形がき裂位置に集中することで局所化が顕著になり、一方でき裂から離れた位置では弾性状態が保たれる。

Fig. 4-13 (a) はアスペクト比の小さいパネルであり、降伏領域が荷重方向の比較的広い範囲に存在するために引張り剛性は低下する。一方、アスペクト比が大きいパネルでは引張圧縮時にも高い剛性が維持されるが、き裂付近に変形が集中するため COD は 3.63mm と比較的大きくなるのが特徴である。

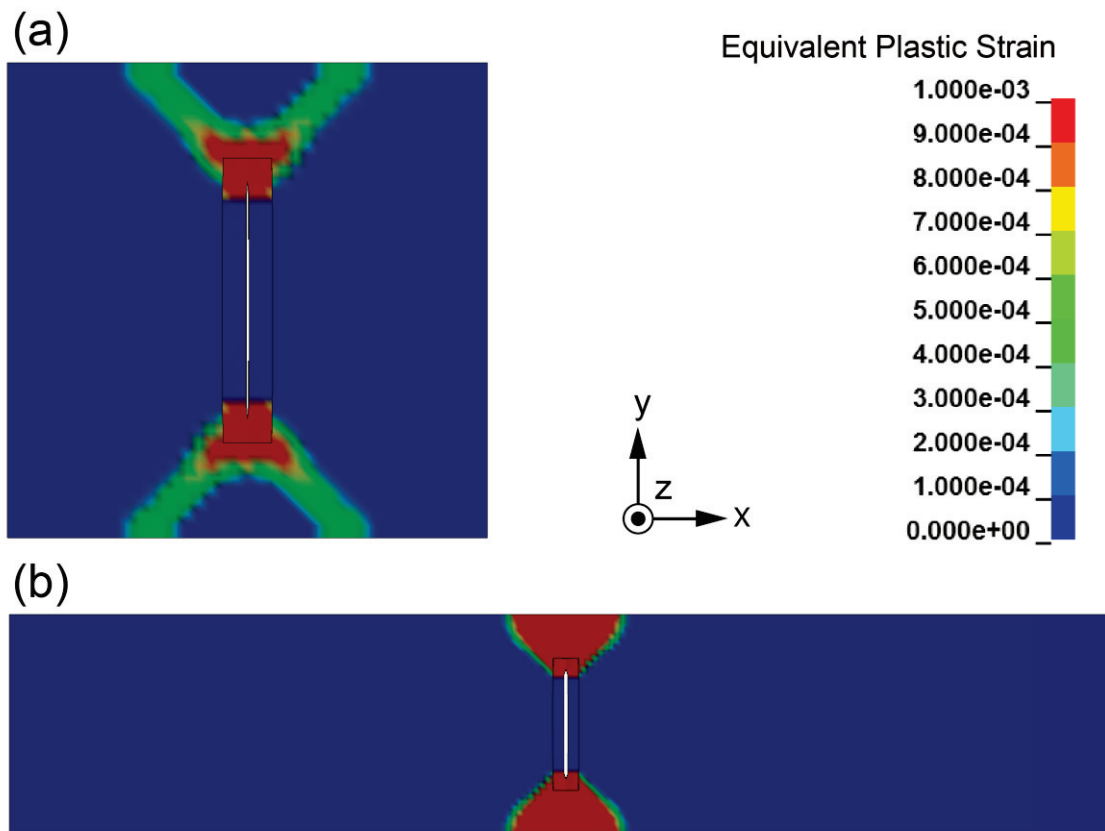


Fig. 4-13 Plastic strain distribution on the top of the panel at maximum tension $t = 15\text{mm}$. (a) $\alpha = 1$, (b) $\alpha = 5$

Fig. 4-14 は、 $\alpha = 1$ および 5 の場合のき裂位置断面における最終強度時の変形図を比較したものである。き裂開口量が比較的小さい $\alpha = 1$ のとき、き裂面が最終強度前に接触する。また、塑性ひずみは、パネルの下部に集中していることが分かる。一方、開口量が大きい $\alpha = 5$ の場合、Fig. 4-11 に示すようにき裂面が接触する前に最終強度に達していることが分かる。

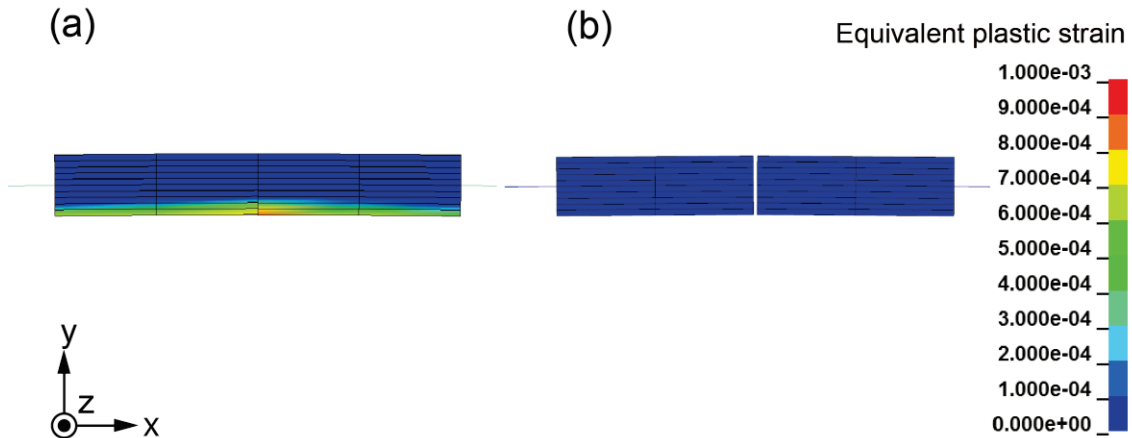


Fig. 4-14 Deformation at cross section of crack at the ultimate strength, $t = 15$ mm. (a) $\alpha = 1$, (b) $\alpha = 5$

4.3.4 パネル板厚の影響

次に、パネル板厚が及ぼす影響について解析を行う。パネル板厚 $t = 20$ mm の場合における繰り返し荷重による応力-ひずみ関係の変化を Fig. 4-15 に示す。上述のように、 $t = 15$ mm の場合は最終強度の前に座屈が発生するが、 $t = 20$ mm の場合には座屈変形は塑性変形による崩壊挙動に伴って発生する。

まず、Fig. 4-15 (A) は、 ε_Y の 100% の引張荷重を受けた段階を示している。前述のように、圧縮荷重が加わるとき裂面の接触が発生し、Fig. 4-15 (B) の段階で剛性が回復し、Fig. 4-15 (C) の段階で最終強度に達する。その後、耐力の低下が発生し、Fig. 4-15 (D) の段階で崩壊に至る。

また、Fig. 4-15 (E) は、 ε_Y の 200% に当たる引張荷重を受けた段階を示す。Fig. 4-15 (F) は、圧縮荷重の載荷後に一旦全断面での塑性が発生した後で裂面が接触した段階を表している。その後の到達する最終強度は Fig. 4-15 (G) であり、Fig. 4-15 (H) で崩壊する。

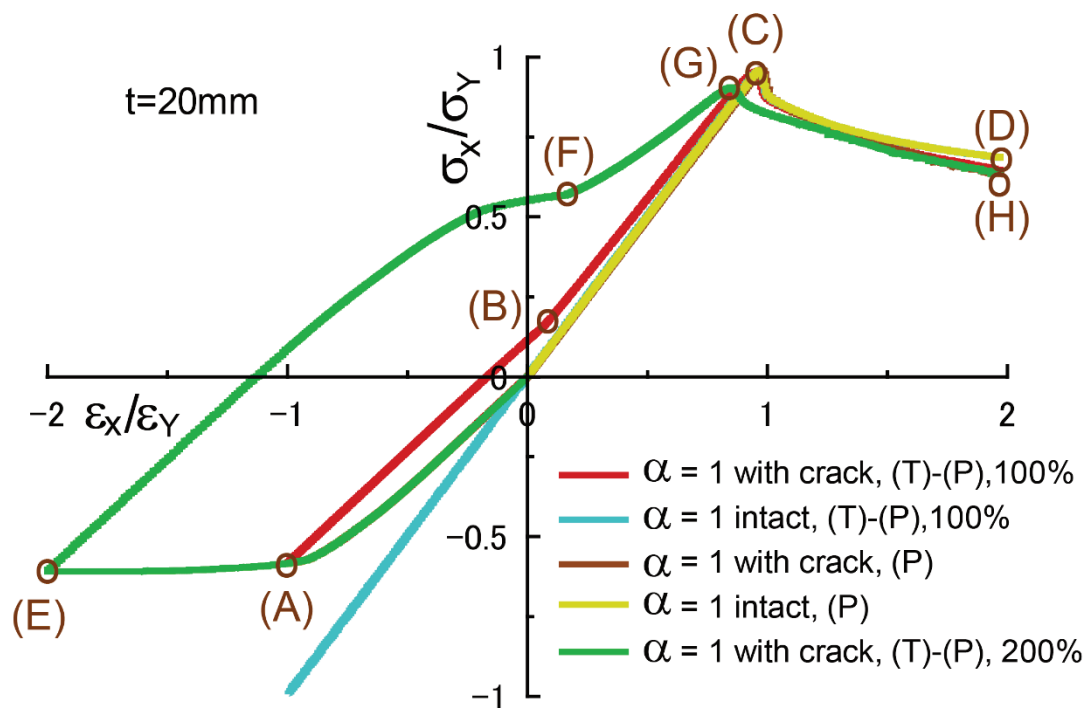


Fig. 4-15 Stress-Strain Profile with cyclic loading (with crack and intact panels), $t = 20\text{mm}$

また, Fig. 4-16 は, パネル板厚 $t=20\text{mm}$ の場合におけるアスペクト比の違いによる応力-ひずみ関係の変化を示している. 引張荷重下での挙動は, $t = 15\text{mm}$ と同様である. Fig. 4-16 (A) が最大引張荷重を受けた段階である. $\alpha=1$ の場合, Fig. 4-16 (B) の段階で裂面が接触する. ただし, 厚板の場合は座屈による面外変形が発生しにくいいため, アスペクト比が大きいパネルの場合においても, 断面の降伏後にも Fig. 4-16 (C) や (D) の段階で裂面の接触が発生し, 最終強度の低下量は小さくなることが分かる.

また, それぞれのアスペクト比における $t=20\text{mm}$ の場合の COD を Fig. 4-17 に示す. COD の変化は Fig. 4-12 に示す $t = 15\text{mm}$ の場合と同様となることが分かる.

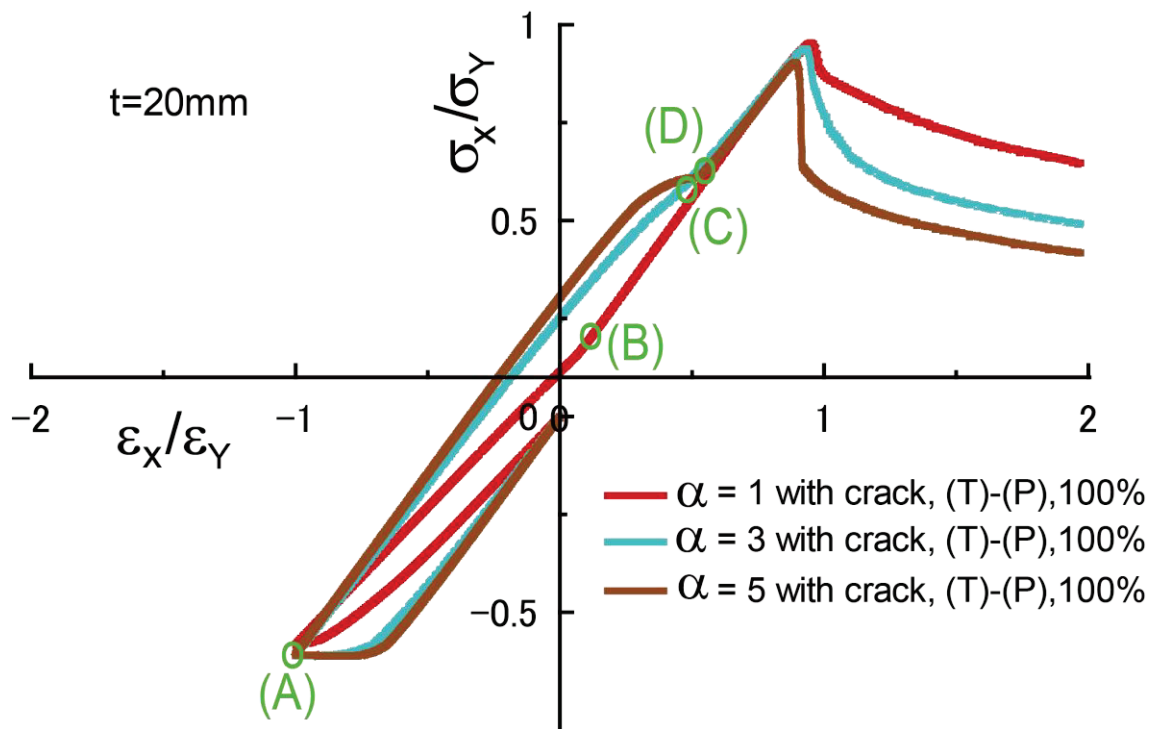


Fig. 4-16 Stress-Strain profile varied by aspect ratio of cracked panel, $t = 20\text{mm}$

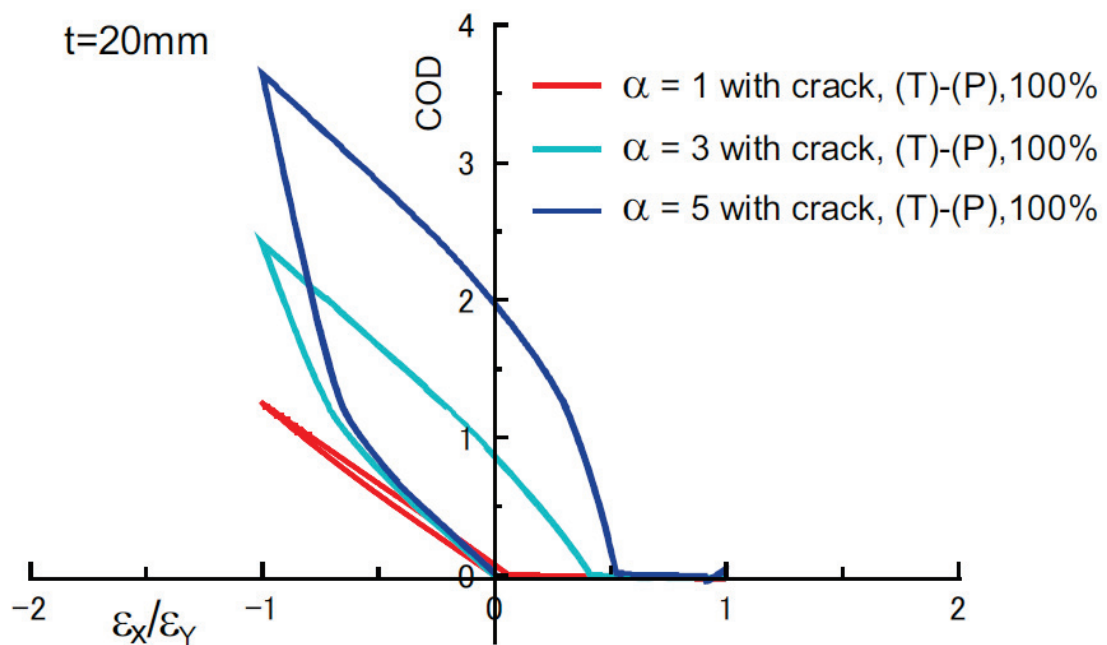


Fig. 4-17 COD varied by aspect ratio of cracked panel, $t = 20\text{ mm}$

4.4 第 4 章結言

本章では、荷重方向の中央位置にき裂損傷を有するパネルについて、き裂面の接触を考慮した圧縮最終強度解析を実施し、パネルのアスペクト比や繰り返し荷重が最終強度に及ぼす影響を検証した。はじめに、き裂面の接触を考慮することで、圧縮最終強度は無き裂の場合と同程度となることを示したが、座屈変形が生じやすい薄板の場合は、最終強度後の荷重低下はパネルのアスペクト比が大きくなるほど顕著になることが分かった。

次に、繰り返し荷重を想定し、き裂損傷を有するパネルが一定量の引張ひずみを受けた後の圧縮崩壊挙動を解析した。アスペクト比が小さい場合、き裂の存在により引張荷重時に応力集中が生じて剛性は低下し、続く圧縮荷重時にもこの影響が見られる。しかしながら、一定の圧縮ひずみの後にはき裂面の接触が発生することで剛性は回復し、圧縮のみの最終強度と同程度となる。一方、アスペクト比が大きい場合には、き裂近傍での変形の局所化と COD の拡大が確認され、特に薄板のパネルではき裂面の接触が発生せずに最終強度を迎え、その低下量は顕著になることが分かった。

実際の船体モデルのような大規模かつ様々な寸法が存在する複雑な構造の最終強度を解析するに当たっては、これらの接触の発生如何を一概に決定することは困難である。したがって、現状、き裂を有する防撓パネル構造の最終強度の冗長性の議論のためには、安全側の評価としてき裂の接触は考慮しないことが妥当であると考えられる。

第5章 き裂損傷を有する防撓パネル構造の圧縮 残存強度評価

本章では防撓パネル構造に存在する貫通き裂が圧縮荷重下の崩壊挙動および最終強度に及ぼす影響について、崩壊解析を通して詳細な検討を行う。ここでは、船体構造部材のうち、き裂の存在が構造全体の強度に影響を及ぼす可能性が高いデッキおよび二重底部の部材を想定する。そこで、き裂を含む防撓パネル構造を連続防撓パネルモデル [68] として FE モデル化し、異なる板厚、防撓材サイズを持つモデルに対して、き裂の向き、位置、長さをそれぞれ変化させたシリーズ計算を行なった。既往の研究はパネル単独など構造の一部を取り出した検証に留まっているが、ここでは実構造のようにガーダーで支持された全体防撓パネルを想定し、広範囲に及ぶき裂を対象とした。き裂のモデル化については、安全側の強度評価を念頭に単なる構造不連続部、すなわちシェル FE モデルに二重節点を導入し両節点間には拘束を与えていない。

以上のモデルに対して、き裂の存在が崩壊挙動や最終強度に及ぼす影響について体系的にまとめ、防撓パネル構造に存在するき裂が構造の安全性低下に与える影響について考察を行なった。さらに、連続防撓パネルモデルでは境界条件として周期連続条件を用いるが、LS-DYNA の既存の機能ではその境界条件を正しく規定できないことが分かったため、ダミー要素を用いた方法によりこの問題を解決した。

5.1 き裂を有する防撓パネル構造のモデル化

5.1.1 連続防撓パネルモデル

Fig. 5-1 に解析対象とした防撓パネル構造を示す。ロンジガーダー間に 2 本もしくは 4 本の防撓材を周期的に持つ防撓パネル構造とし、防撓材方向に一様な面内圧縮荷重を受ける場合を想定した。Fig. 5-1 は防撓材 2 本のケースのモデル化範囲を示す。防撓材は Tee-bar とし Fig. 5-2 に示す大きさの異なる 4 種類の防撓材 S1-S4 をそれぞれ用いた。S1 から S4 の順番で防撓材高さ、断面二次モーメントが大きくなるモデルとなっている。トランス材スペース(スパン長) a は 2,550 mm, 防撓材スペース (局部パネル幅) b は 850 mm とした。すなわち、防撓材とトランス材に囲まれた局部パネルのアスペクト比は $\alpha=3$ である。また、パネル板厚 t_p には 22, 16, 11 mm の 3 種類を用いている。よって、局部パネルの細長比 β はそれぞれ 1.51, 2.07, 2.55 となる。この防撓パネルのモデル化は文献 [11] [69] に倣ったものである。

解析対象として Fig. 5-1 の c-d-e-f で囲まれる領域である $1/2+1+1/2$ スパン, $1/2+1+1/2$

ガーダースペース(いわゆる triple span/triple bay モデル)を考え、連続防撓パネルモデルとして FE モデルを作成する。連続防撓パネルモデル境界には相対する辺上の節点で同じ変位を持つように周期連続条件を与えた。周期連続条件の与え方の詳細については次節に後述する。その他の境界条件や材料特性、初期たわみについては、2.3 節に示した条件と同様である。

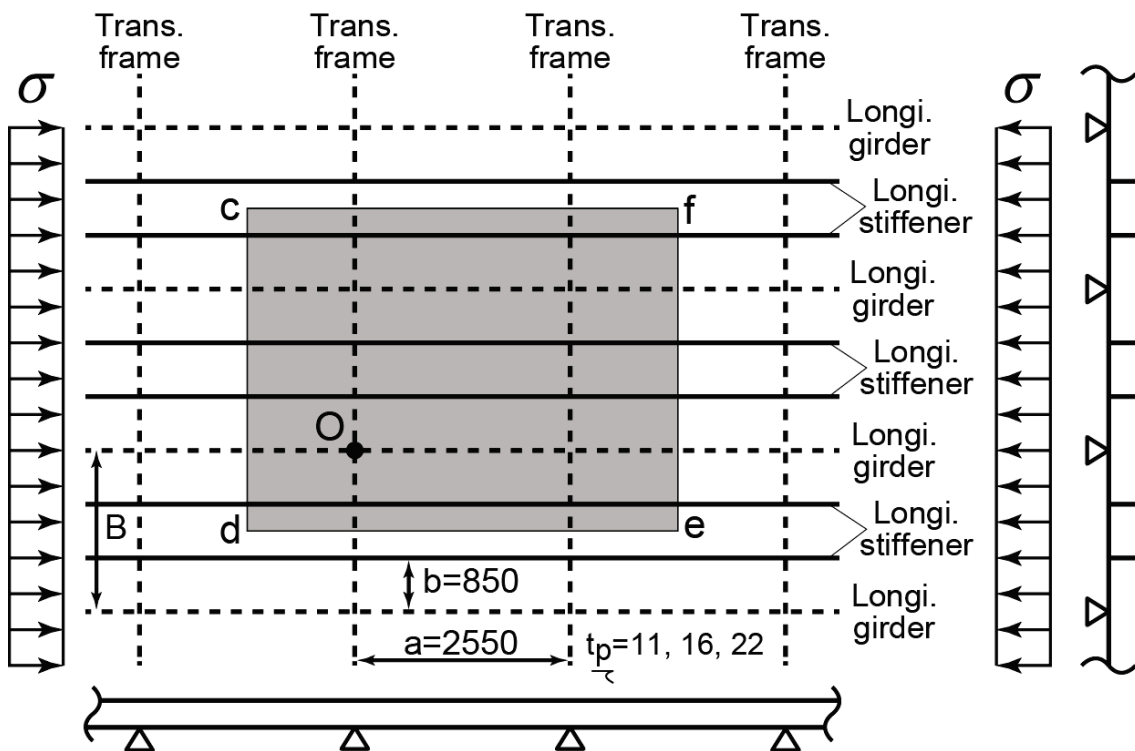


Fig. 5-1 An illustration of a stiffened plate structure (2 stiffener case)

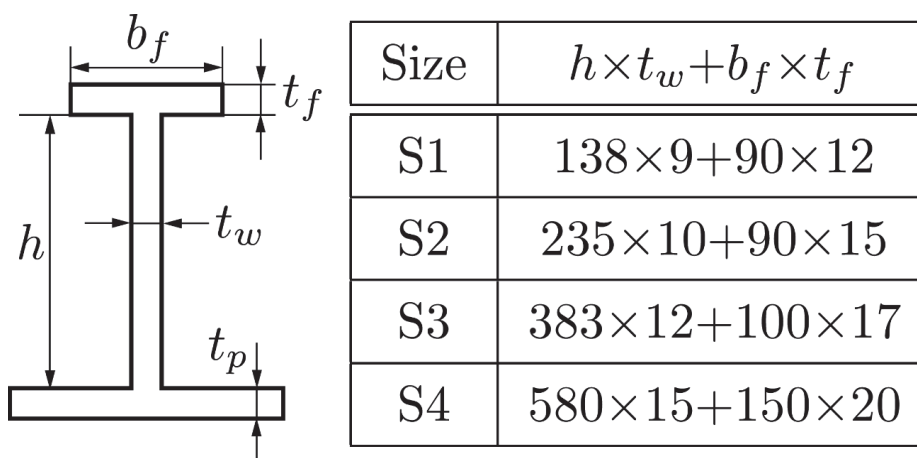


Fig. 5-2 Size and dimension of T-bar (S1-S4)

5.1.2 貫通き裂のモデル化

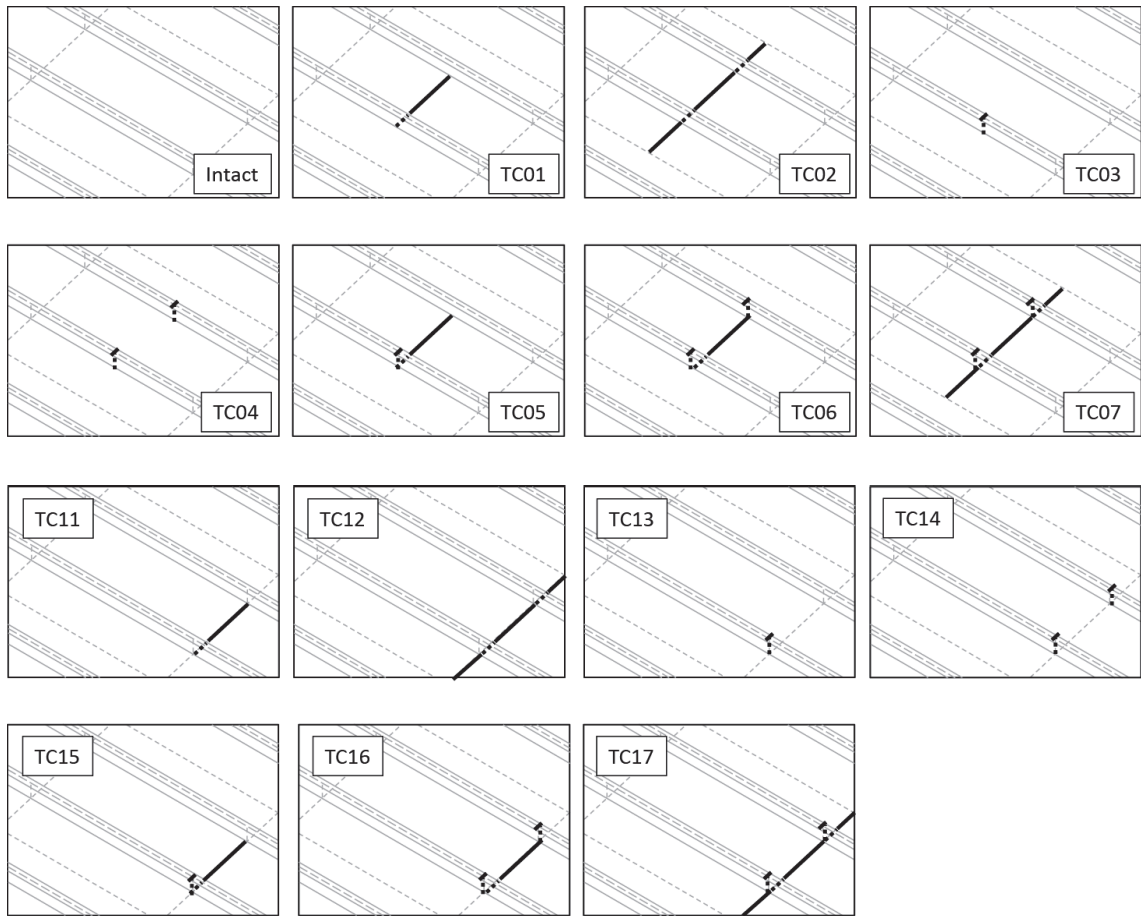
ここでは、防撓パネルモデルの幅方向（防撓材に垂直な方向）および長さ方向（防撓材方向）に存在する貫通き裂を想定した。Fig. 5-3(a), (b) に防撓材を 2 本有する防撓パネルモデルに対する貫通き裂のモデル化について示す。Fig. 5-3(a) は幅方向き裂であり、Fig. 5-3(b) は防撓材方向き裂である。また、Fig. 5-3(a) 中の”Intact”は無き裂の防撓パネルモデルであることを示している。

Fig. 5-3(a) の幅方向き裂については、き裂の長さ方向の挿入位置がトランス材スペース中央の場合と、トランス材接合位置の場合の 2 つのケースを考えた。モデル名の最後から 2 番目の番号が 0 の場合がスパン中央に位置するき裂、1 の場合がトランス材位置のき裂となっている。また最後の番号が同じモデル（例えば、TC01 と TC11）では幅方向のき裂位置が同じことを示しており、TC01, 02, 11, 12 はパネル部のみの損傷、TC03, 04, 13, 14 は防撓材のみの損傷、TC05-07, 15-17 はパネルと防撓材の複合損傷となっている。TC01, 05, 06, 11, 15, 16 では中央の局部パネルの全幅に渡るき裂を、TC02, 07, 12, 17 ではガーダースペース間全幅に渡るき裂を考えている。また、TC04, 07, 14, 17 では全ての防撓材にき裂を挿入している。

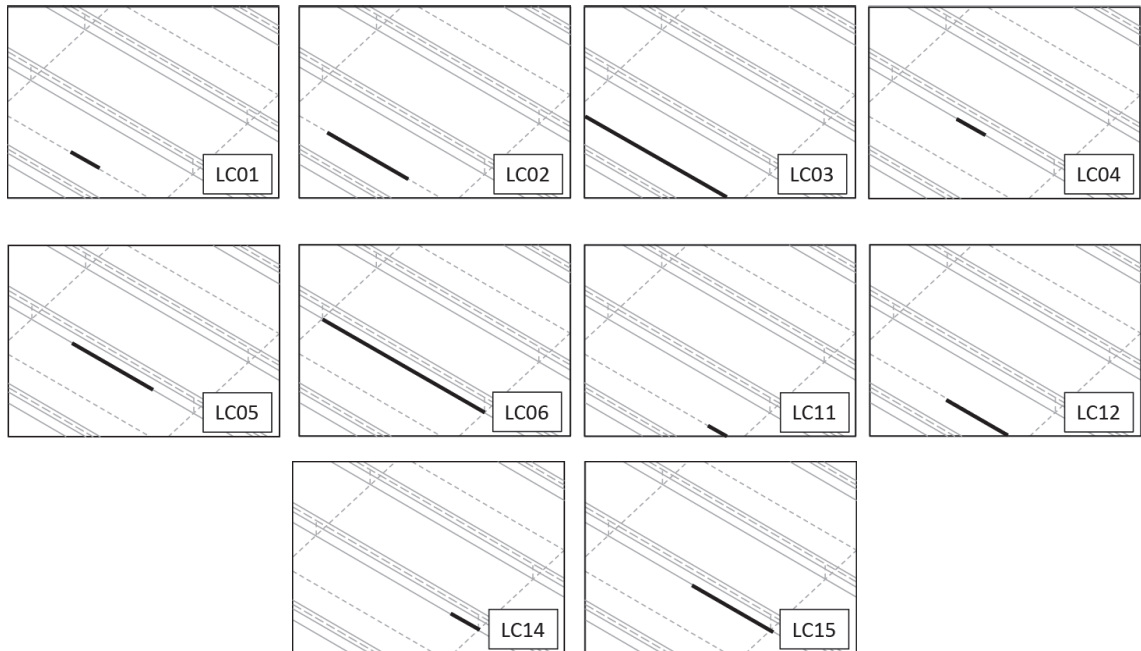
一方、Fig. 5-3(b) に示すように、防撓材方向き裂についてもき裂の中心が中央になる場合 LC01-06 と、き裂の一端がトランス材接合位置となる場合 LC11, 12, 14, 15 を考えた。また、き裂の幅方向位置は、LC01-03, 11, 12 がガーダーとの接合位置、LC04-06, 14, 15 が防撓材との接合位置となっている。Fig. 5-4 に示すように、いずれの場合もき裂はパネルに生じているとし、き裂を挟む片側のパネルはガーダーに支持あるいは防撓材との接合状態を保つものとした。さらに、き裂長さとしてトランス材スペーススパンの 1/4, 1/2, 1 の 3 つケースを考えた。防撓材方向き裂の場合もモデル名の最後の数字が同じモデルは、き裂位置(ガーダー下と防撓材下)とき裂長さが同じであることを表している。

なお、防撓材が 4 本 ($N=4$) の場合も Fig. 5-3 に示した防撓材 2 本の場合と同じ位置にき裂を挿入している。ただし、TC02, 07, 12, 17 ではき裂長さが 2 倍に(全ての局部パネルにき裂を挿入)、TC04, 07, 14, 17 では 4 つ全ての防撓材にき裂を挿入した。また、LC04-06, 14, 15 については、ガーダーから数えて 2 番目の防撓材(幅方向に中心に近い防撓材)にき裂を挿入している。

なお、これらのモデルでは、き裂が接触して閉口することを考慮していない。船体構造を構成する防撓パネルは引張と圧縮の荷重を交互に受けるため、前章で示した通り、引張荷重下でき裂が開口し、パネルの寸法によってはき裂が接触して閉口することなく最終強度を迎える場合があるため。ここでは、安全側の強度評価を行うことを目的に、き裂の接触は考慮しない条件とした。



(a) Transverse crack



(b) Longitudinal crack

Fig. 5-3 Transverse and longitudinal crack damage

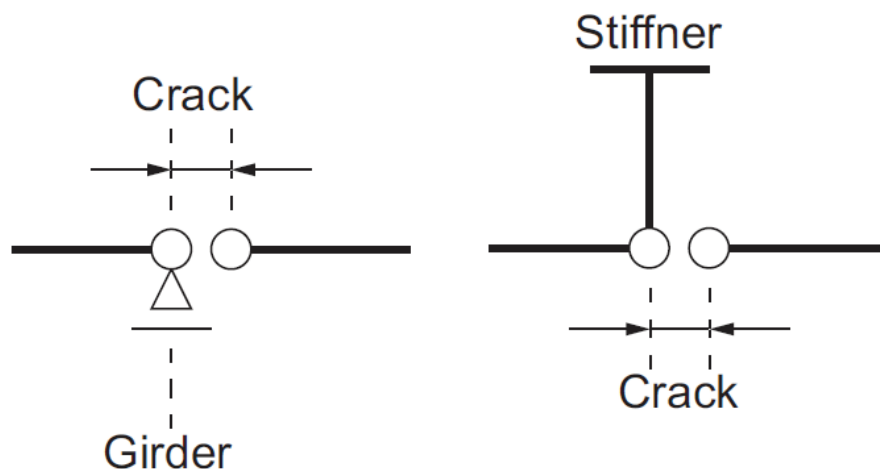


Fig. 5-4 Modeling of longitudinal crack

5.1.3 LS-DYNA 使用時の周期連続条件の設定

き裂損傷を有するパネルが圧縮荷重を受ける場合、き裂の存在がその周辺の応力場を複雑に変化し、その結果として座屈たわみも複雑に変化する。このような複雑な挙動を安定して解析するために、動的陽解法コードである LS-DYNA を使用した。

ここでは、無限に連続する防撓パネルを、Fig. 5-1 に示す限られた領域の FE モデルで表現するために、FE モデルの境界に位置する節点に対して周期連続条件を設定する。ただし、LS-DYNA を利用するに当たってはこの条件設定に工夫が必要である。以下にその方法を述べる。

解析に使用した FE モデルを Fig. 5-5 に示す。これは、Fig. 5-1 に示す防撓パネル構造のうち、c-d-e-f で囲まれる領域に該当する。また、Fig. 5-5 中には各辺に課す周期連続条件も示している。ここで、U は並進自由度、R は回転自由度、X、Y、Z は各座標軸を示し、相対する境界边上の節点に対して規定した自由度の変位を同一とする拘束を与える。

LS-DYNA においては、周期境界条件を実現するための拘束は以下のキーワードを用いて定義することができる。

- ・並進自由度の拘束：*CONSTRAINED MULTIPLE GLOBAL
- ・回転自由度の拘束：*CONSTRAINED INTERPOLATION

しかしながら、通常モデル化では境界 e-f 上の防撓材節点において荷重方向変位 (UY) の周期連続条件を上記のキーワードで設定することができない問題がある。境界 e-f の防撓材断面においては、境界 c-d と同じ変位とする拘束条件に加えて強制変位も与える必要があるが、LS-DYNA では同一の自由度に拘束条件と強制変位条件を同時に与えることが許容されていないためである。

そこで本モデル化においては、Fig.7 中の左下に示す六面体ソリッドのダミー要素を FE モデル中に用意し、この要素を介することで疑似的に周期連続条件と強制変位を同時に与えることを可能とした。この要素は寸法を $1,000 \times 1,000 \text{ mm}$ 、ヤング率を防撓パネルの材料特性に対して 1,000 倍と剛な特性としているが、周期境界条件を適切に定義するために便宜上用いるものであり、防撓パネルの応答には影響しない。

具体的な条件設定は次の通りである。まず、このダミー要素の構成節点は荷重方向以外の変位を拘束する。次に、強制変位を Fig. 5-6 の灰色丸で示すダミー要素の 1 面(4 節点)に与える。最後に、Fig. 5-6 の黒丸で示すダミー要素の 1 節点の変位(UY(Dummy))を境界 e-f 上の節点と境界 c-d 上の節点の変位拘束に内挿する条件を与える。つまり、境界 e-f 上の節点の荷重方向変位に下式の拘束条件を課す。

$$UY(e-f) = UY(Dummy) + UY(c-d) \quad (5.1)$$

以上の手順により、強制変位条件と拘束条件を重複することなく、周期連続条件を与えることができる。ここで、式 (5.1) の対象節点を Fig. 5-6 の 3 点の黒丸で代表的に示しているが、同様の条件を辺 e-f の全節点に定義し一律の強制変位としている。

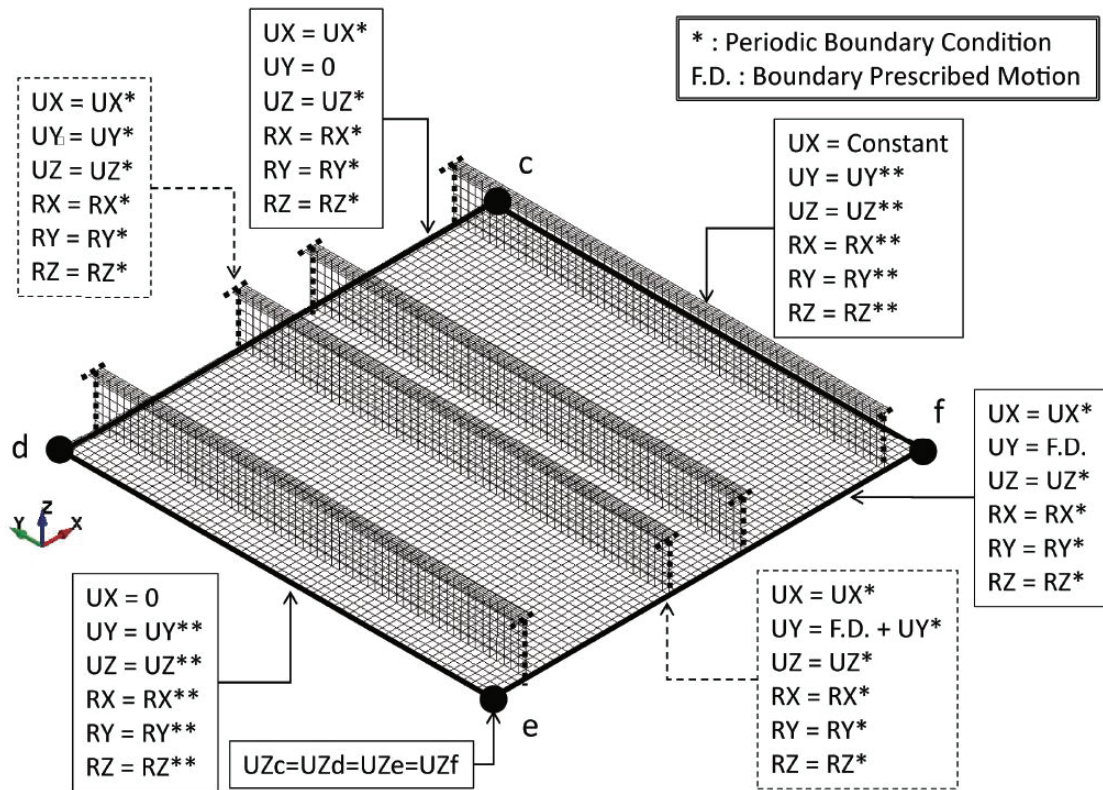


Fig. 5-5 Constrained conditions for periodic boundaries

□

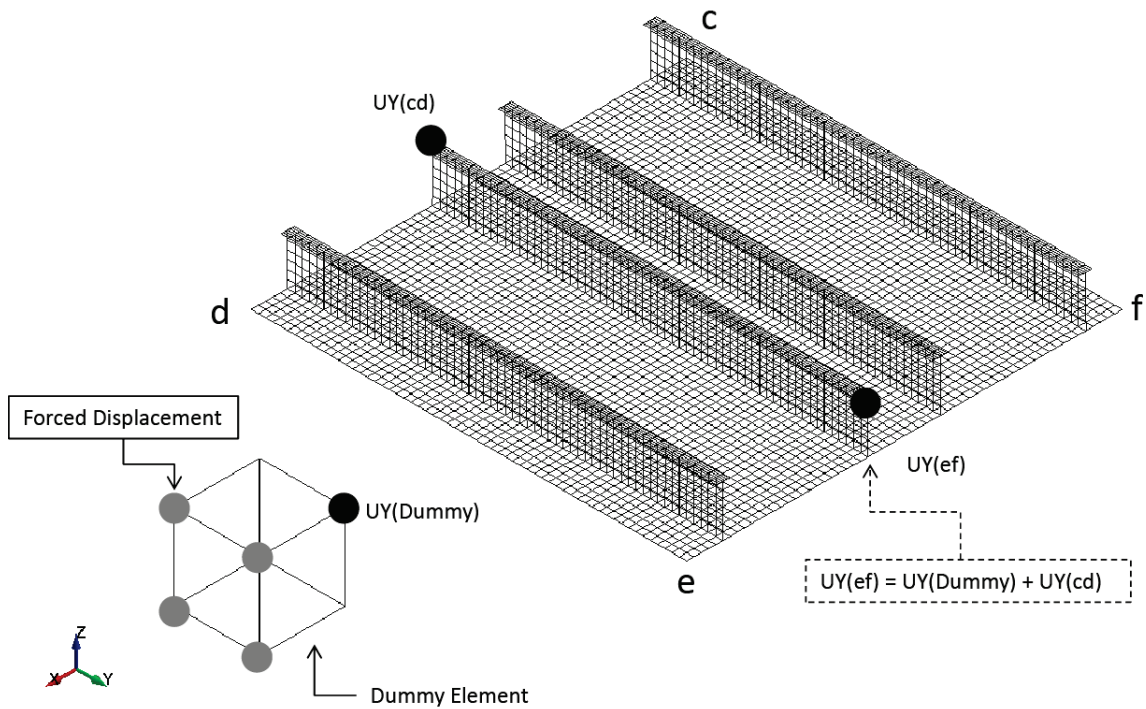


Fig. 5-6 Forced displacements via dummy element

5.2 解析結果と考察

Fig. 5-7～Fig. 5-10 に、解析より得られた最終強度時の変形と要素板厚中心でのミーゼス応力の分布を示す。ここでは防撓材本数 2 本で代表的な崩壊モードとなる防撓パネル寸法のき裂パターン TC01～07 および LC01～06 について示す。Fig. 5-7, Fig. 5-8 が幅方向のき裂(Transverse Crack)を有する場合、Fig. 5-9, Fig. 5-10 が防撓材方向のき裂(Longitudinal Crack)を有する場合である。それぞれ、比較的寸法の小さな防撓材 S1 が比較的厚板の $t_p = 22 \text{ mm}$ のパネルに、また比較的寸法の大きな防撓材 S3 が比較的薄板の $t_p = 11 \text{ mm}$ のパネルに取り付けられた場合の結果となっている。なお、変形モードの差異を確認しやすくするため、図の変形量は 5 倍に拡大して示している。

以下に幅方向き裂、および防撓材方向き裂のそれぞれを有する場合について、崩壊挙動と最終強度の特徴を説明する。

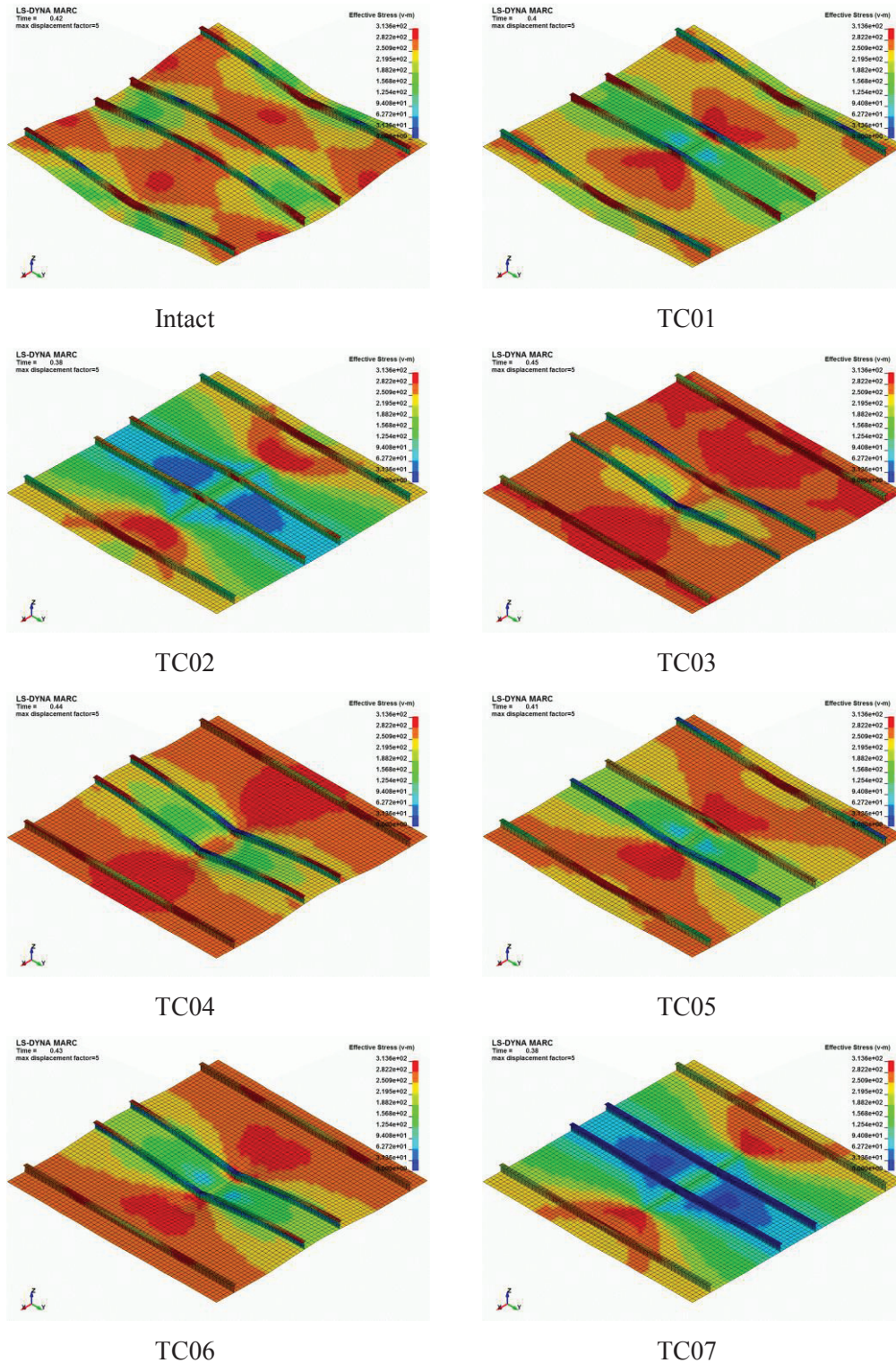


Fig. 5-7 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S1, $t_p = 22$ mm, Transverse Crack)

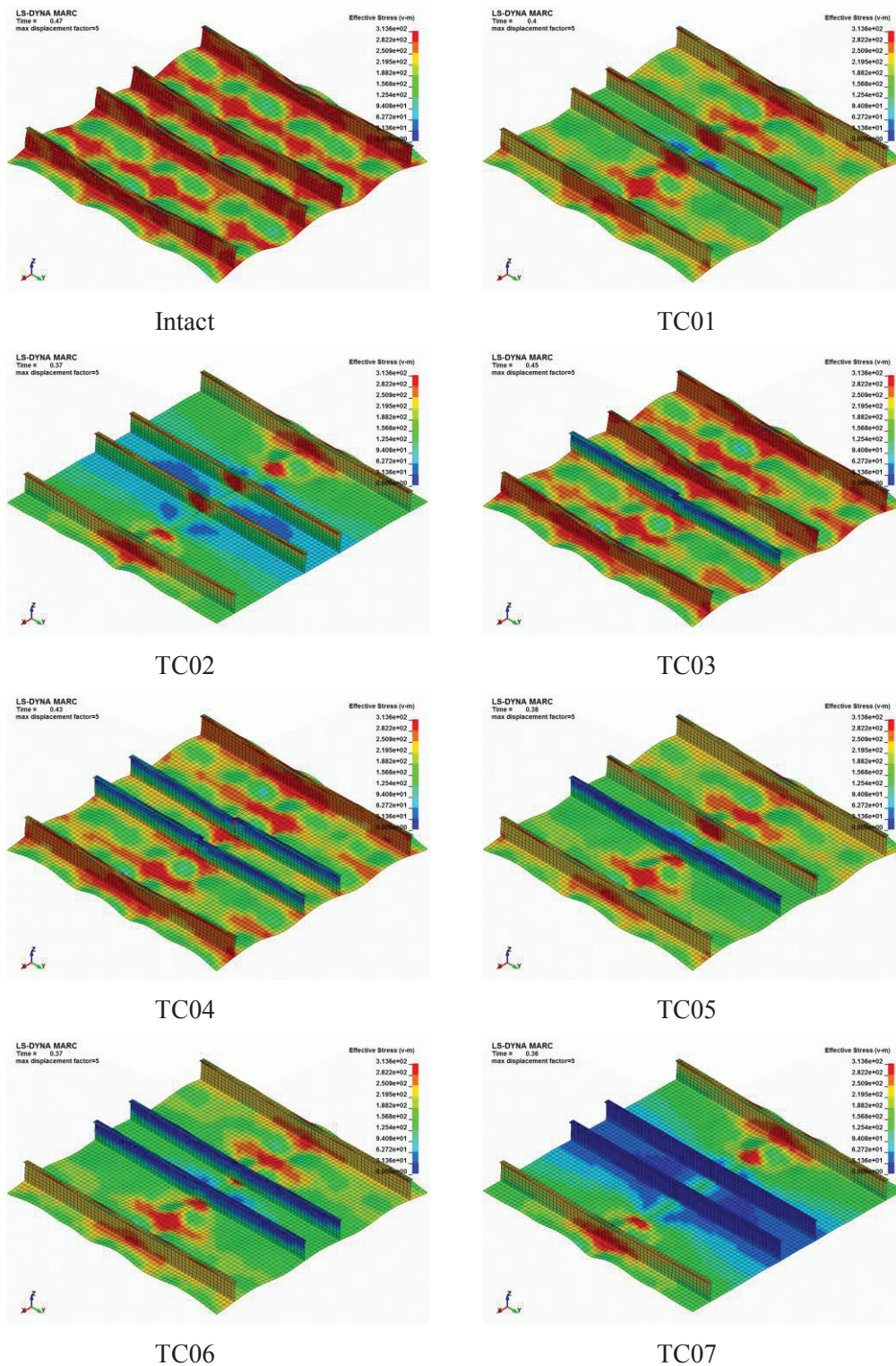


Fig. 5-8 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S3, $t_p = 11$ mm, Transverse Crack)

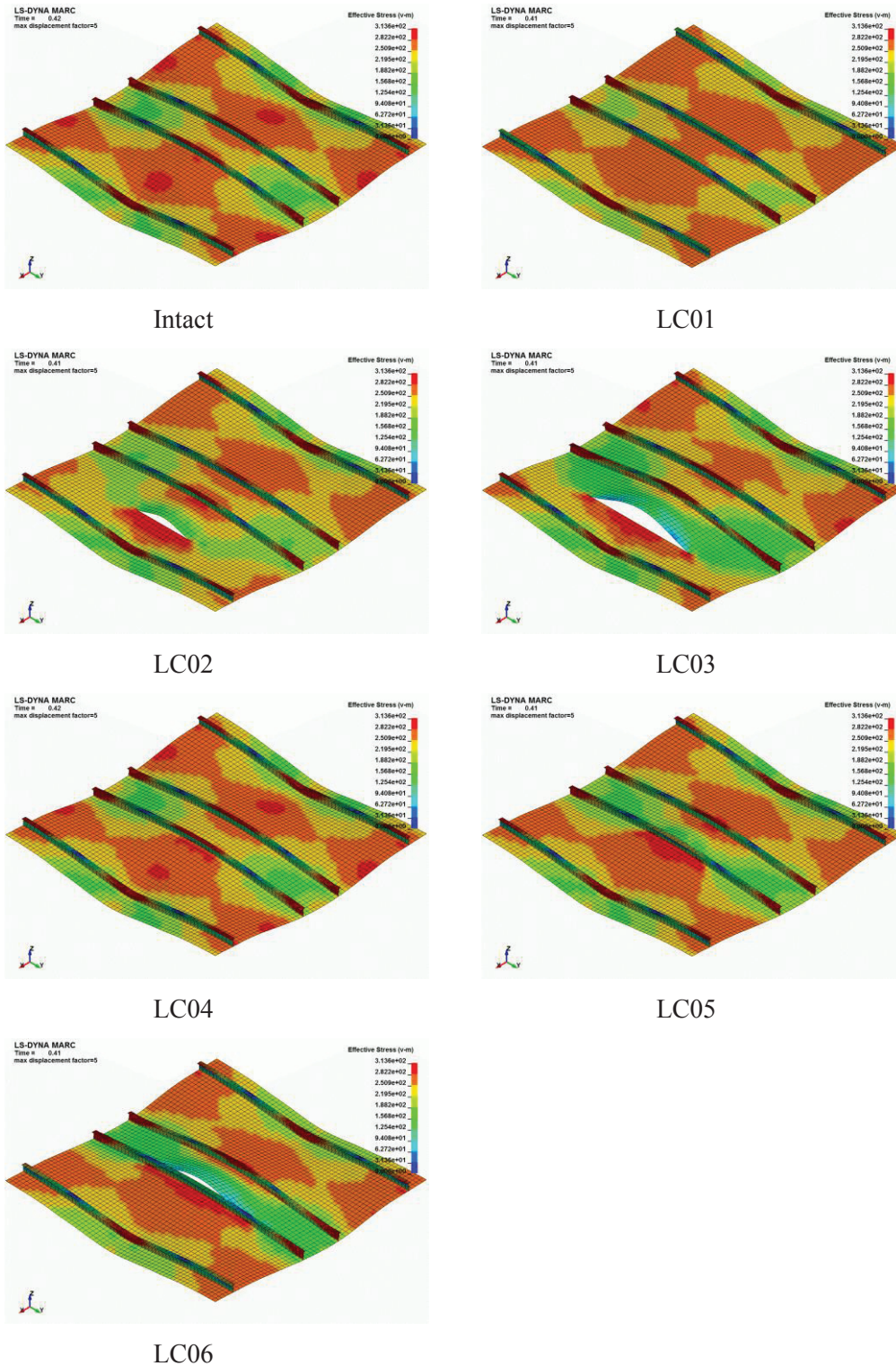


Fig. 5-9 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S1, $t_p = 22$ mm, Longitudinal Crack)

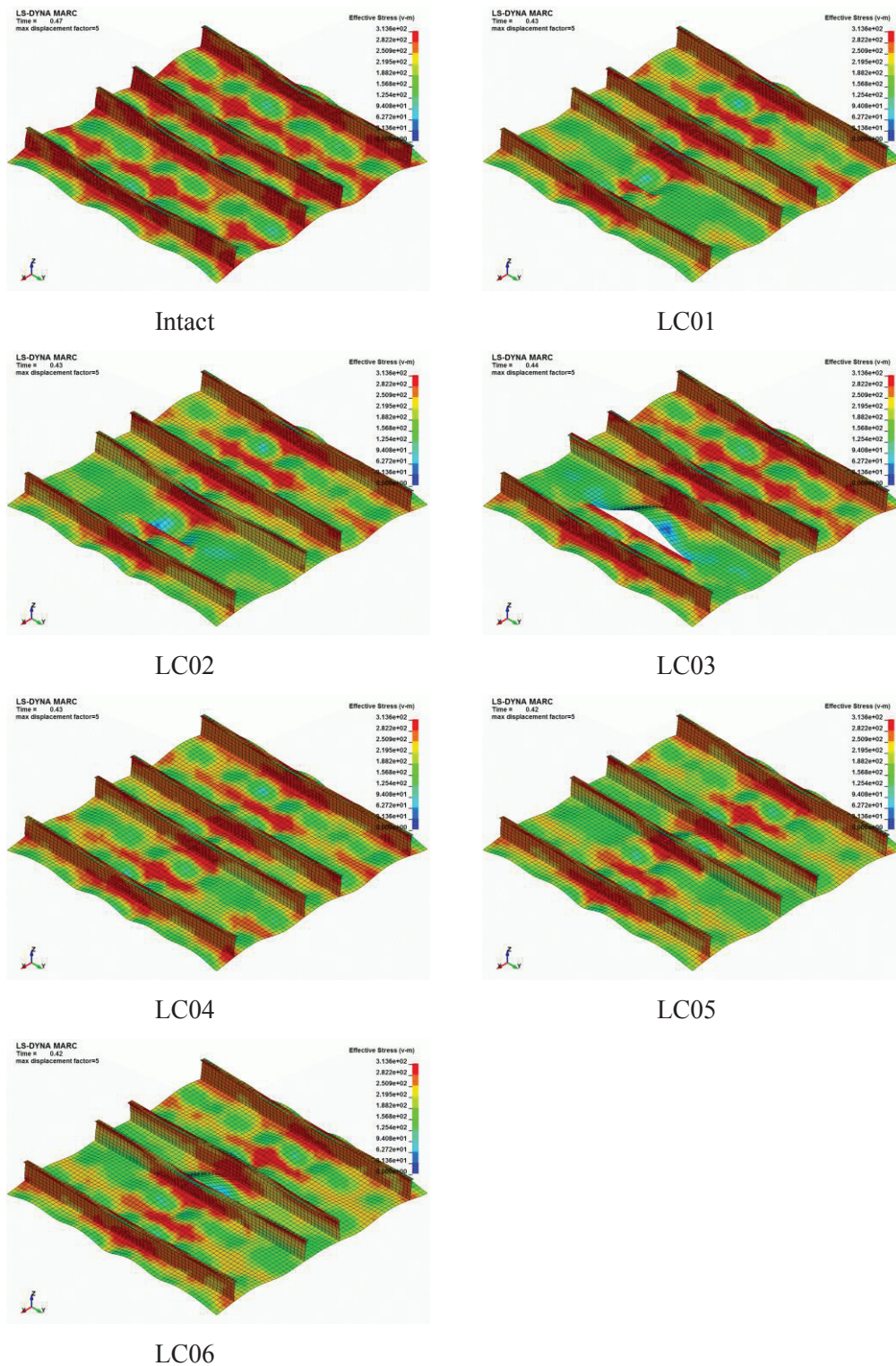


Fig. 5-10 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S3, $t_p = 11$ mm, Longitudinal Crack)

5.2.1 幅方向き裂

Fig. 5-11 に、Fig. 5-7 および Fig. 5-8 に示した解析結果のうち、代表的なモードを示す Intact, TC02, TC04 の平均応力-平均ひずみ関係を示す。平均応力は、Fig. 5-5 の境界 e-f に接する全要素の y 方向応力を積分した値を、健全部の断面積で除することで得られる。一方、平均ひずみは、圧縮強制変位をモデルの長さ($2a=5,100$ mm) で除している。また、それぞれは、降伏応力と降伏ひずみで除して無次元化している。

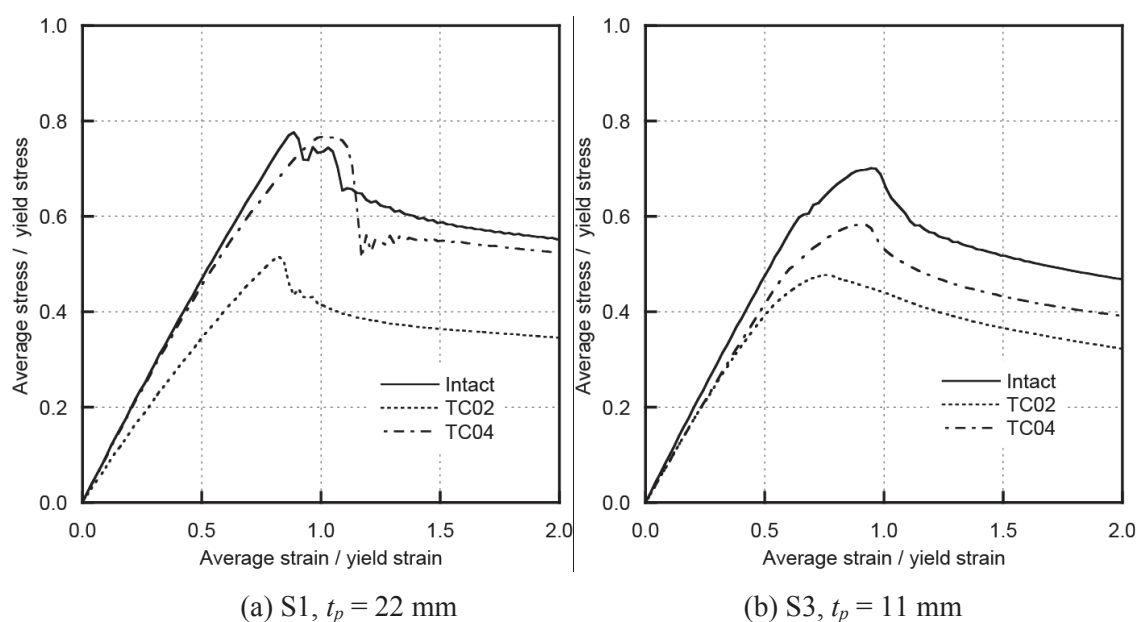


Fig. 5-11 Relationships between average stress and average strain of stiffened plate with transverse crack damage, TC

Fig. 5-7 ならびに Fig. 5-11(a) に示すケースでは、防撓材の高さも低くパネル板厚も比較的厚いことから、健全時 (Intact) には全体座屈を伴って崩壊する。これに対して中央の局部パネル全域にき裂を挿入した TC02 では、中央部のき裂によってこの箇所での圧縮応力が生じない状態となり、その結果として、全体座屈変形がほとんど生じない崩壊モードとなる。ただし、き裂の長さ×板厚の分だけ荷重を受け持てる断面積が減ることになるので、Fig. 5-11(a) の点線で示すように、初期剛性と最終強度は大きく低下する。2本の防撓材にき裂を挿入した TC04 では、Fig. 5-7 に示すように Intact モデルと逆方向の全体座屈が生じている。き裂を挿入した断面の中立軸位置と荷重作用断面の断面中心(荷重点)の垂直高さが異なり、偏心曲げが働くためである。また、図中赤色で示す降伏領域の広がりが大きく、Intact モデルに比べて高い応力状態となっている。その結果、Fig. 5-11(a) を見ると、き裂が挿入されているにもかかわらず、TC04 の最終強度の低下はほとんど見られないことが分かる。なお、最終強度後に応力の振動が見られるが、こ

れは動的解法を用いたことにより発生する，全体座屈モードの振動によるものである。

次に Fig. 5-8 ならびに Fig. 5-11(b) に着目すると，防撓材が高くパネル板厚が薄いことから，Intact モデルでは局部パネルの座屈が広がって最終強度に達しており，全体座屈変形はほとんど見られない。TC02 ではき裂を挿入した中央の局部パネルで圧縮応力が生じないため局部座屈変形が見られないものの，それ以外の箇所では（長さ方向の分布状態が異なるものの）Intact とほぼ同程度の局部座屈変形が生じている。TC04 でも同じ傾向があり，局部パネルの座屈変形の程度は Intact とほぼ同じになっている。以上のように局部座屈を伴いこれが最終強度を迎える主要因となる場合では，き裂が挿入されたとしても，挿入断面以外の箇所の崩壊挙動に与える影響は小さい。このため，Fig. 5-11(b) を見ると平均応力～平均ひずみ関係はそれぞれで相似形となり，き裂による断面積の低下量の大きさに応じて初期剛性や最終強度が低下していること分かる。

以上の崩壊挙動とき裂の影響については，防撓材が4本の場合も基本的に動揺となるが，ガードスペースが広く全体座屈変形が生じやすいこともあり，き裂によって全体座屈変形が阻害される程度が小さくなる。

き裂が最終強度に与える影響として，き裂が挿入された断面はその分だけ圧縮荷重を持つ断面積が減少することになり，断面積の減少量と最終強度の低下量に何らかの相関があると想定した。そこで，き裂による断面積の減少とき裂による最終強度の低下の関係を調査した。無き裂の場合の最終強度を σ_{int} およびき裂を含むパネルの最終強度を σ_u とし，残存強度比 $R_{\sigma u}$ を下式の通り定義する。

$$R_{\sigma u} = \frac{\sigma_u}{\sigma_{int}} \quad (5.2)$$

また，き裂の存在による防撓パネルの断面率の減少率を実断面積比 R_A として定義する。

$$R_A = \frac{A_c}{A_0} \quad (5.3)$$

ここで， A_0 は無き裂防撓パネルの断面積， A_c はき裂部分の面積を差し引いたき裂防撓パネルの断面積である。概念図を Fig. 5-12 に示す。

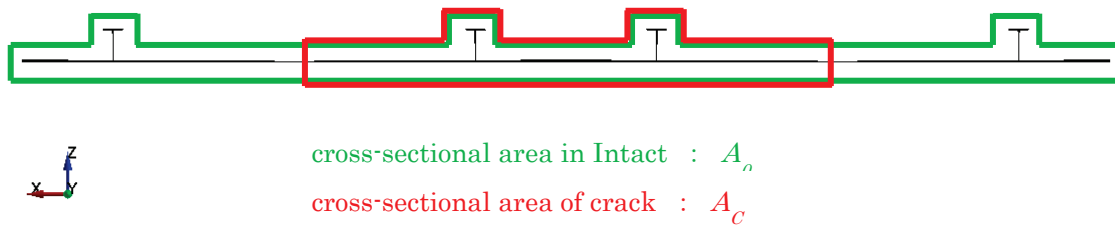


Fig. 5-12 Schematic picture of R_A

得られた解析結果を Fig. 5-13～Fig. 5-16 に、 R_A と R_{out} との相関関係で示す。Fig. 5-13, Fig. 5-14 は防撓材 2 本の場合、Fig. 5-15, Fig. 5-16 は防撓材 4 本の場合の結果である。また、Fig. 5-13, Fig. 5-15 はスパン中央にき裂を挿入した場合(TC02～TC07), Fig. 5-14, Fig. 5-16 は、トランス材位置にき裂を挿入した場合(TC11～TC17)である。

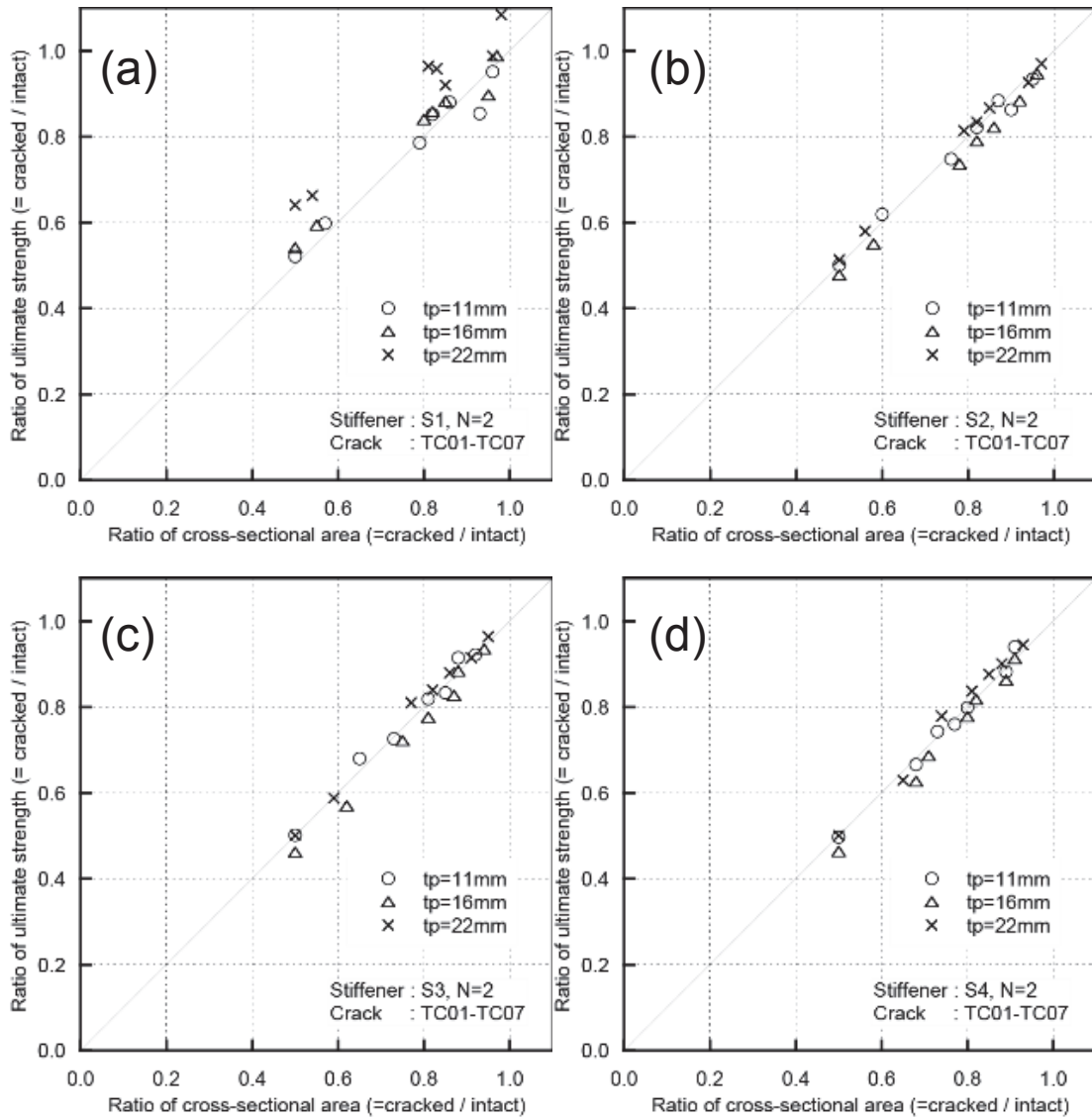


Fig. 5-13 Relationships between reduced ultimate strength and reduced cross sectional area by crack (Transverse Crack : TC01-TC07, $N=2$) [(a) Stiffener : S1, (b) Stiffener : S2, (c) Stiffener : S3, (d) Stiffener : S4]

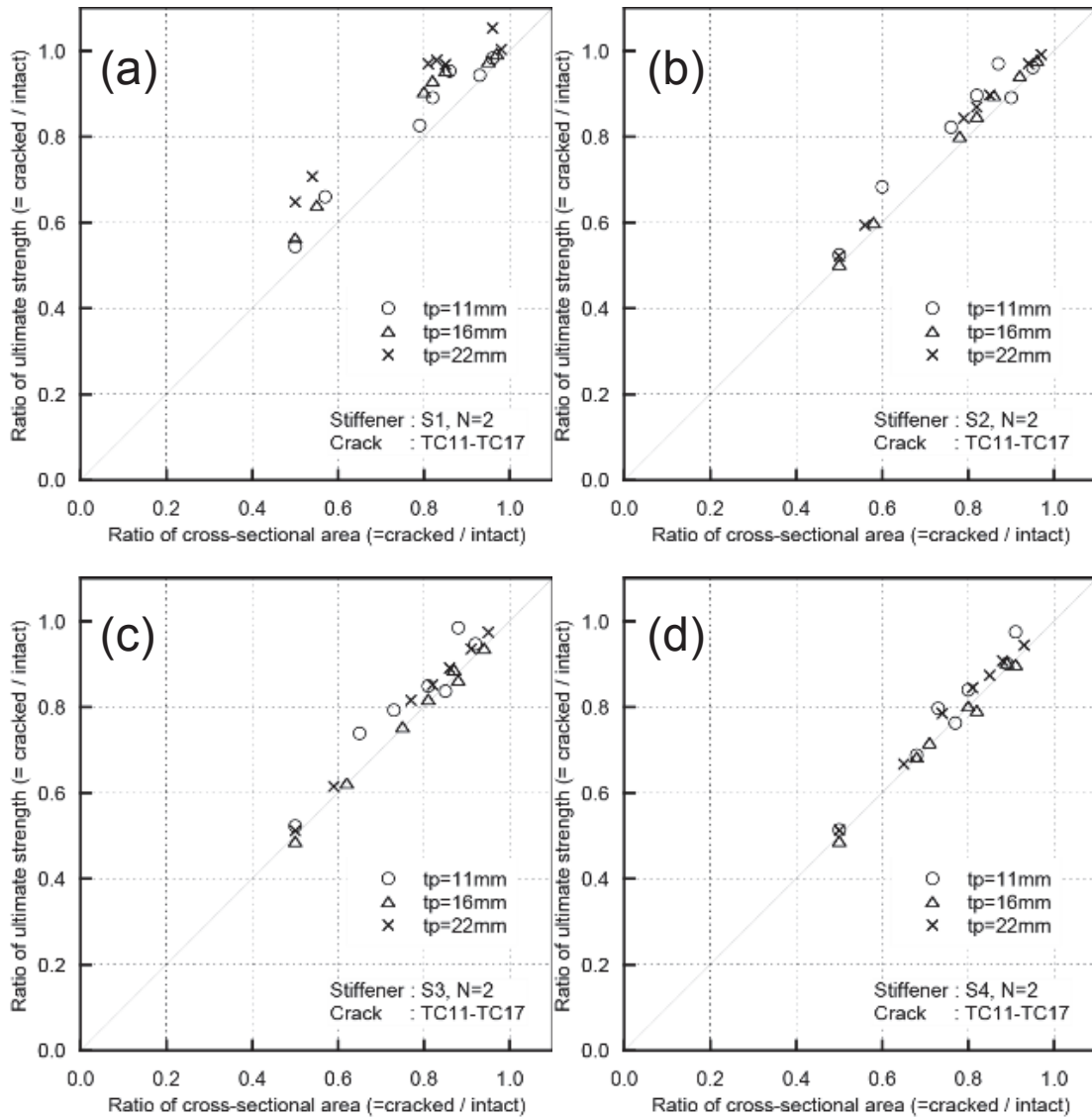


Fig. 5-14 Relationships between reduced ultimate strength and reduced cross sectional area by crack (Transverse Crack : TC11-TC17, $N=2$) [(a) Stiffener : S1, (b) Stiffener : S2, (c) Stiffener : S3, (d) Stiffener : S4]

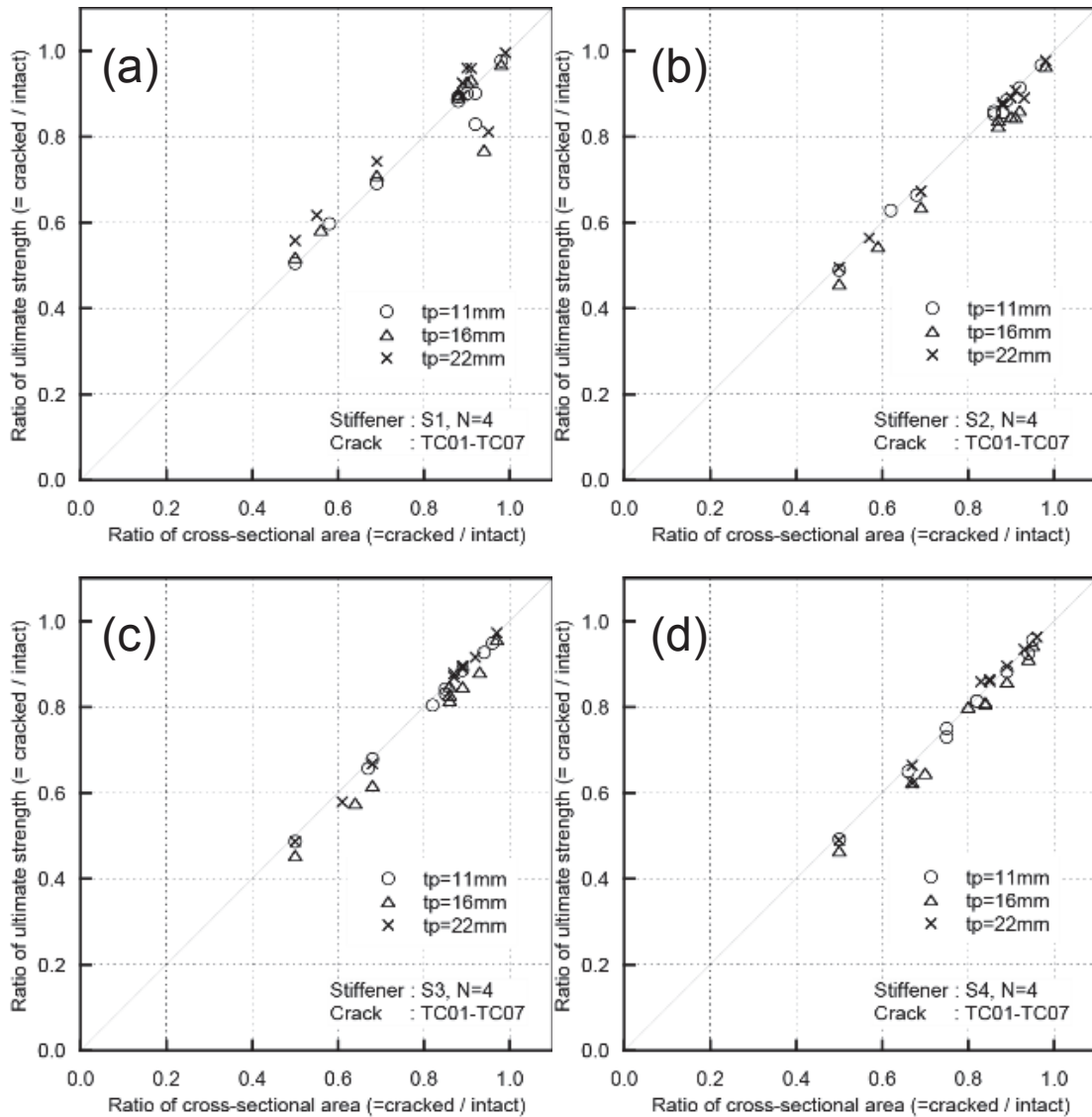


Fig. 5-15 Relationships between reduced ultimate strength and reduced cross sectional area by crack (Transverse Crack : TC01-TC07, $N=4$) [(a) Stiffener : S1, (b) Stiffener : S2, (c) Stiffener : S3, (d) Stiffener : S4]

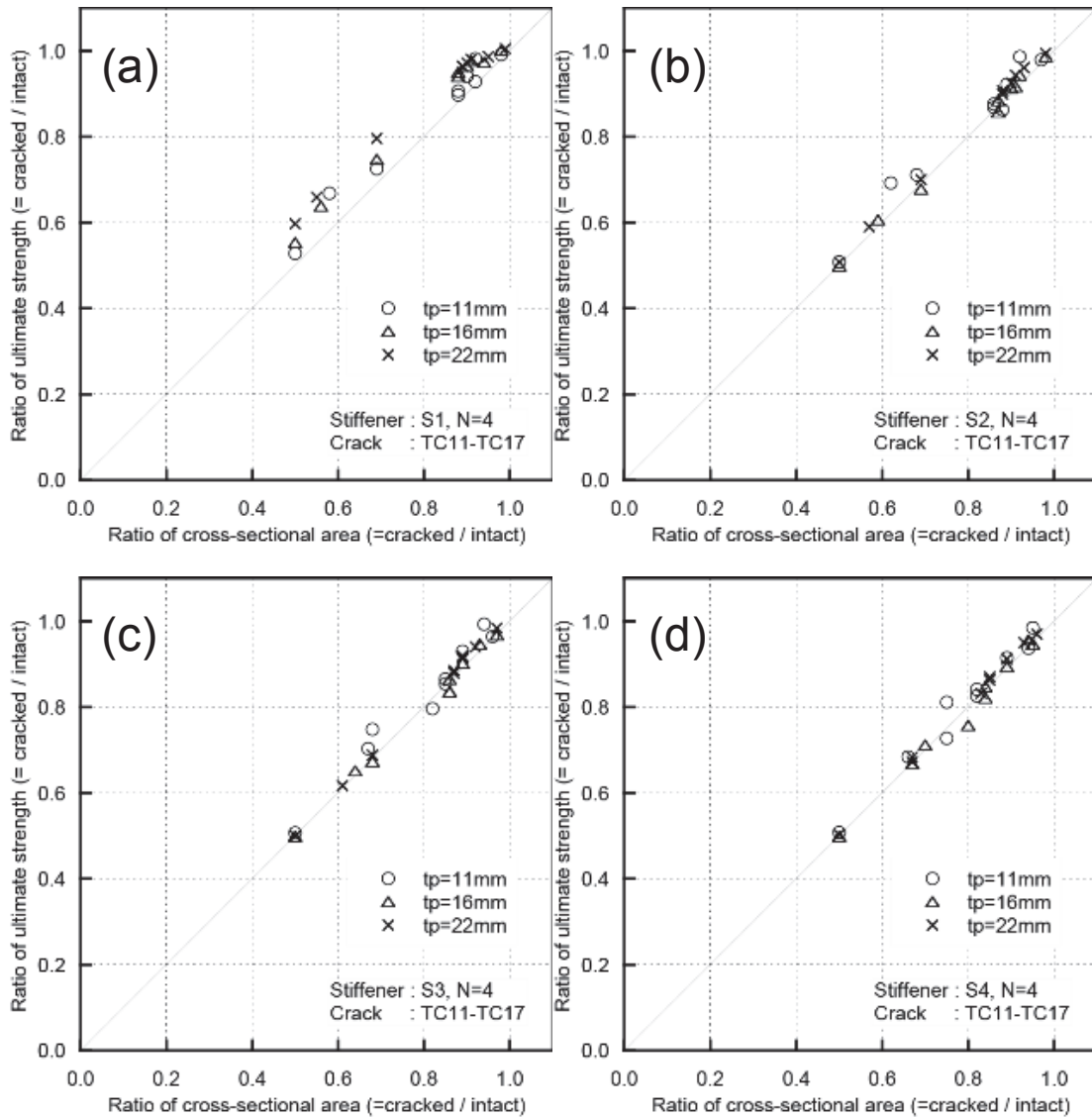


Fig. 5-16 Relationships between reduced ultimate strength and reduced cross sectional area by crack (Transverse Crack : TC11-TC17, $N=4$) [(a) Stiffener : S1, (b) Stiffener : S2, (c) Stiffener : S3, (d) Stiffener : S4]

はじめに Fig. 5-13(a) に注目すると、全般に断面積の低下率に比べて最終強度の低下率が小さいことが分かる。また、1 ケースだけではあるが、き裂によって強度が上昇する場合もある。上述のようにこのモデルでは健全時には全体座屈変形を伴って最終強度を迎えるが、き裂の存在によって、本来の崩壊モードである全体座屈変形の成長が阻害される場合が多く、その結果、断面積の低下ほど強度が低下しないことになる。 Fig. 5-14(a) では、トランス材位置にき裂を挿入しているため、スパン中央で荷重の伝播が行われず、さらに全体座屈変形の成長が阻害されることになる。その結果、 Fig. 5-13(a) よりも強度の低下が小さい。

一方、 Fig. 5-13(b)～(d)では、全体座屈変形も小さく、また、き裂が挿入されても挿入箇所以外で座屈変形の変化が小さいことから、若干のばらつきはあるものの、断面積の低下率と最終強度の低下率がほぼ一致している。 Fig. 5-14(b) ～ (d) では、若干ながら全体座屈変形が阻害されることや、捩れ座屈変形の最大箇所がスパン中央からずれることで最終強度の低下が小さくなるが、基本的に断面積の低下率と最終強度の低下率はほぼ一致すると考えて良い。この傾向は、 Fig. 5-15, Fig. 5-16 に示す防撓材が 4 本の場合も同じであり、 S1 防撓材の場合でも両者の一致度合が高くなる。

以上の結果から、幅方向き裂を有する防撓パネルの最終強度の低下率は、断面積の低下率から推定できることが明らかとなった。 S1 防撓材の場合はこの限りではないものの、安全側の推定の必要性の観点からは十分に許容できると考えられる。

5.2.2 防撓材方向き裂

Fig. 5-17 に Fig. 5-9 および Fig. 5-10 に示した解析結果のうち、代表的なモードを示す Intact, LC01, LC02, LC03 の平均応力～平均ひずみ関係を示す。 Fig. 5-9 ならびに Fig. 5-17 (a) に示すモデルでは全体座屈を伴って崩壊するが、 Fig. 5-9 の変形図から、き裂の長さが大きくなるにしたがってき裂部の局部座屈が大きくなり、それに伴って全体座屈変形が大きくなっていることが分かる。そのため、 Fig. 5-17 (a) に見られるようにき裂の長さに応じて最終強度が低下していくことが確認できる。き裂の短い LC01 (Fig. 5-9 (a)) と Intact モデル (Fig. 5-7 (a))とを比較すると、最終強度時の変形や応力状態に違いはほぼ見られない。そのため、最終強度も両者でほぼ同じとなる。

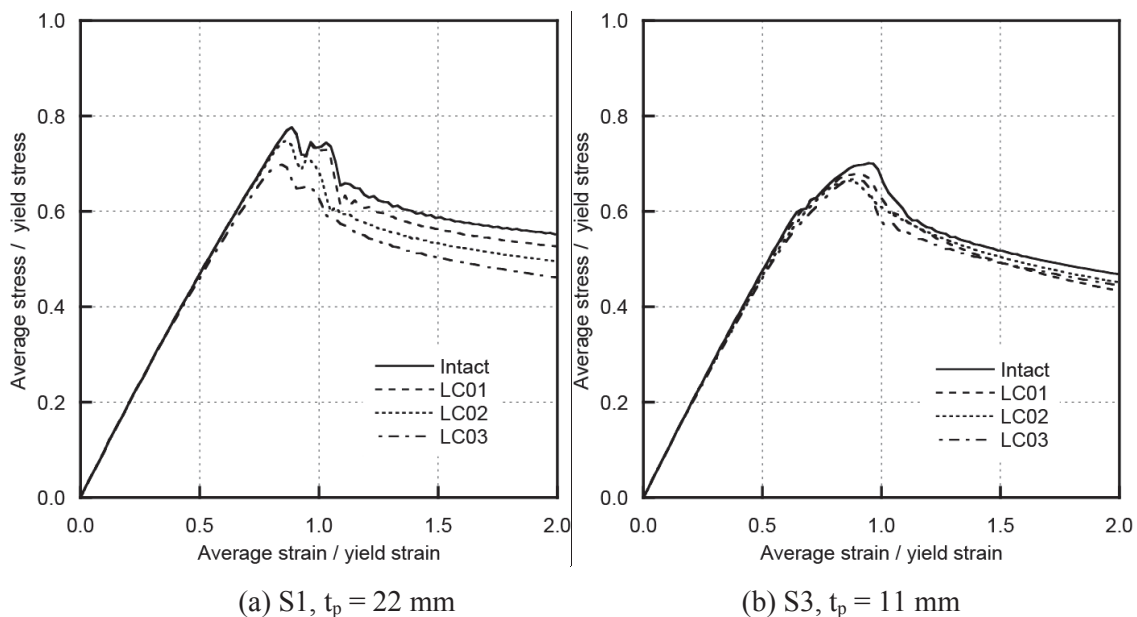


Fig. 5-17 Relationships between average stress and average strain of stiffened plate with longitudinal crack damage, LC

一方, Fig. 5-10 ならびに Fig. 5-17(b) に示すモデルでは, パネルの局部座屈が広がって最終強度に達する. き裂によって局部座屈が助長され, き裂の長さに応じて局部座屈変形の大きさも大きくなっていく. Fig. 5-8 (a) と Fig. 5-10 (a) を比較すると, き裂によって明らかな応力の減少が確認できるが, Fig. 5-10 (a) ~ (c) を比較すると, き裂の長さに応じて隣接するパネルの局部座屈が大きくなるものの, 全体の応力分布の傾向には大きな変化が見られない. そのため, Fig. 5-17(b) に示すように Intact モデルと LC01 との間には最終強度の低下が確認できるものの, LC01~LC03 ではほぼ同じ最終強度が得られている.

また, Fig. 5-18~Fig. 5-20 には, 式(5.2) から計算される残存強度比 R_{σ} とき裂長さの関係を示す. ここで, き裂長さはトランス材間スパン長で無次元化している. Fig. 5-18 および Fig. 5-19 は防撓材 2 本の場合であり, 前者がき裂がスパン中央にある場合, 後者はき裂の始点がトランス材支持部にある場合である. また, Fig. 5-20, Fig. 5-21 には防撓材 4 本の場合を示している.

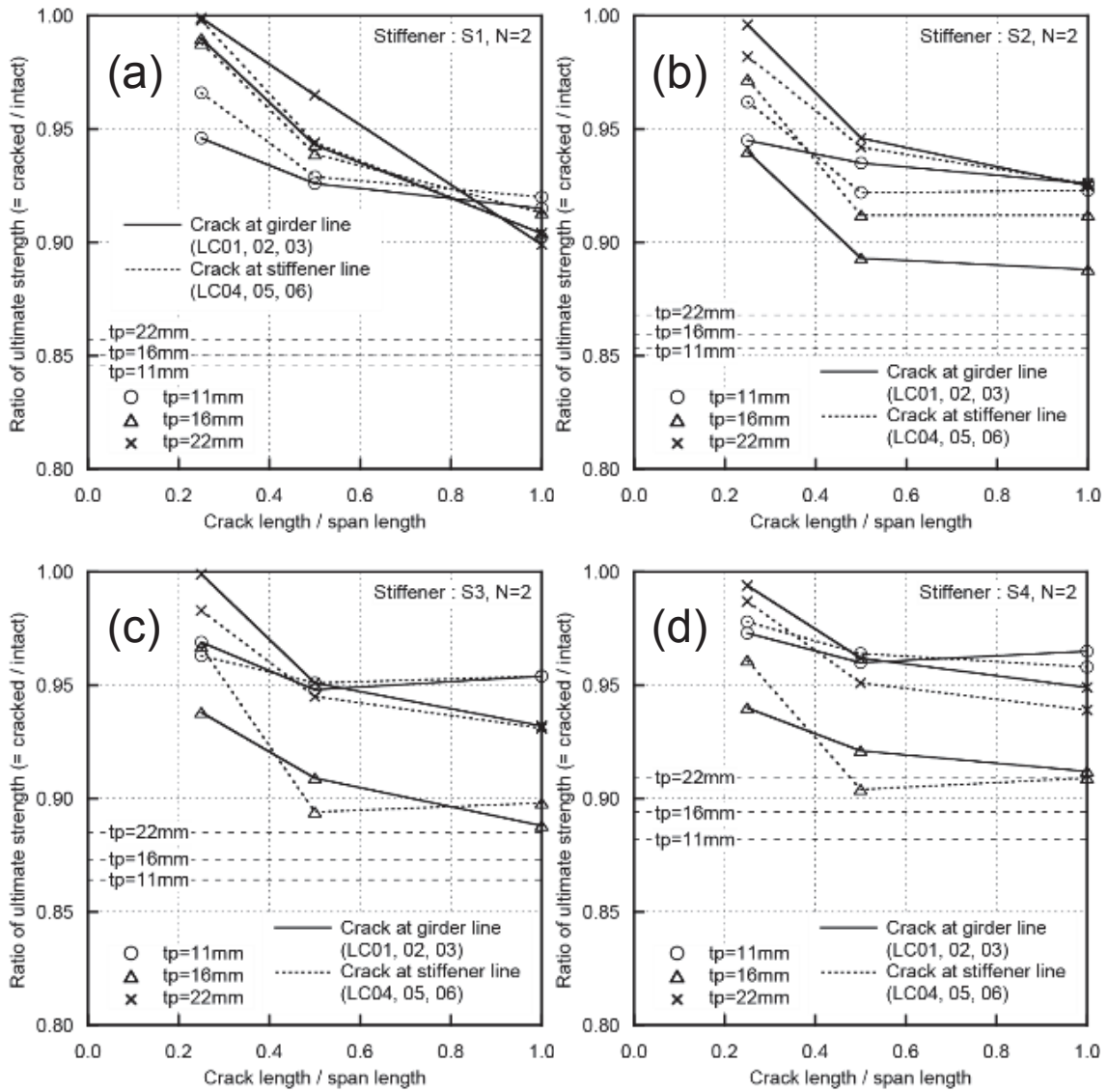


Fig. 5-18 Relationships between reduced ultimate strength and crack length (Longitudinal Crack : LC01-TC06, $N=2$) [(a) Stiffener : S1, (b) Stiffener : S2, (c) Stiffener : S3, (d) Stiffener : S4]

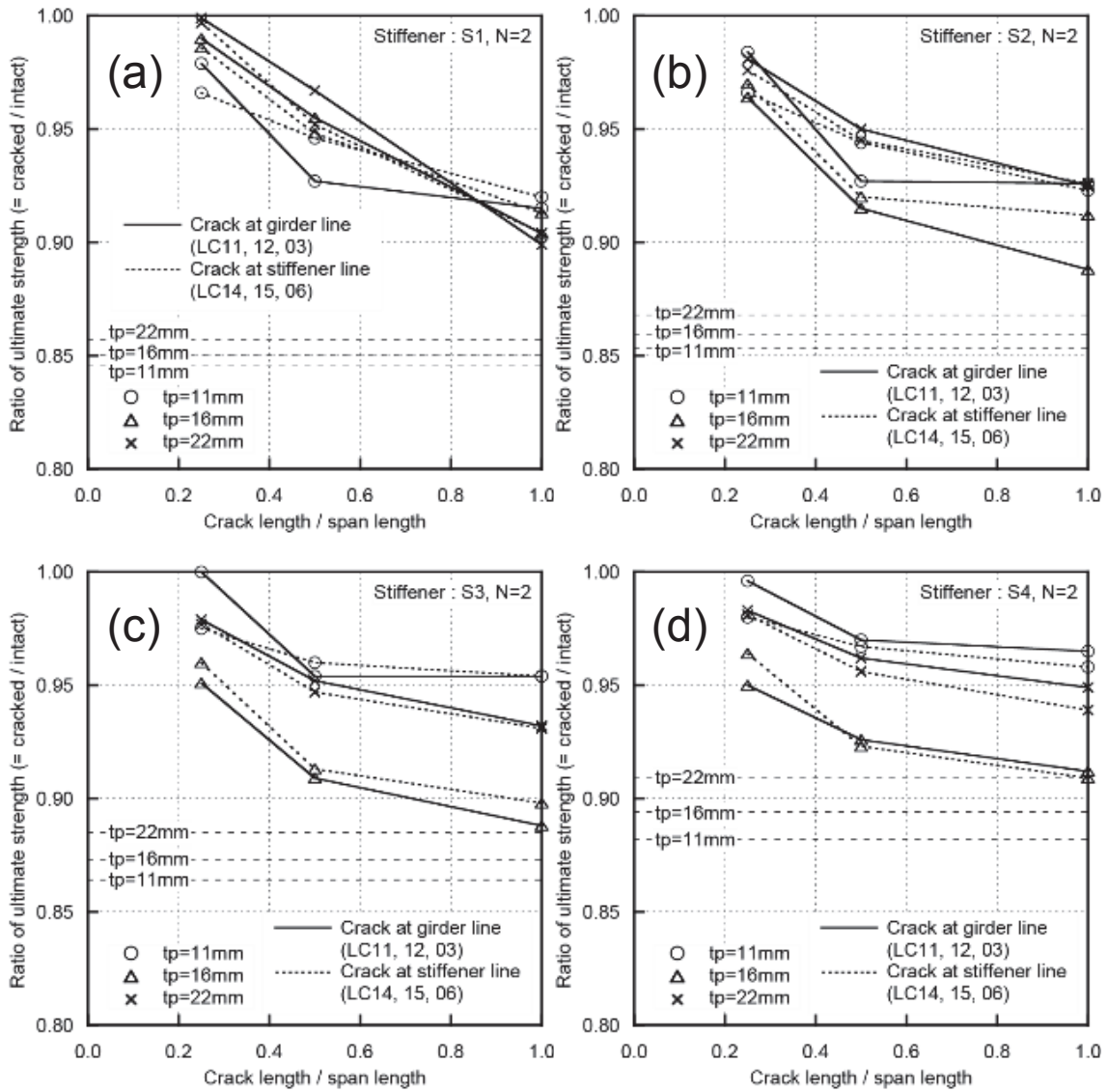


Fig. 5-19 Relationships between reduced ultimate strength and crack length (Longitudinal Crack : LC11, LC12, LC03, LC14, LC15, LC06, N=2) [(a) Stiffener : S1, (b) Stiffener : S2, (c) Stiffener : S3, (d) Stiffener : S4]

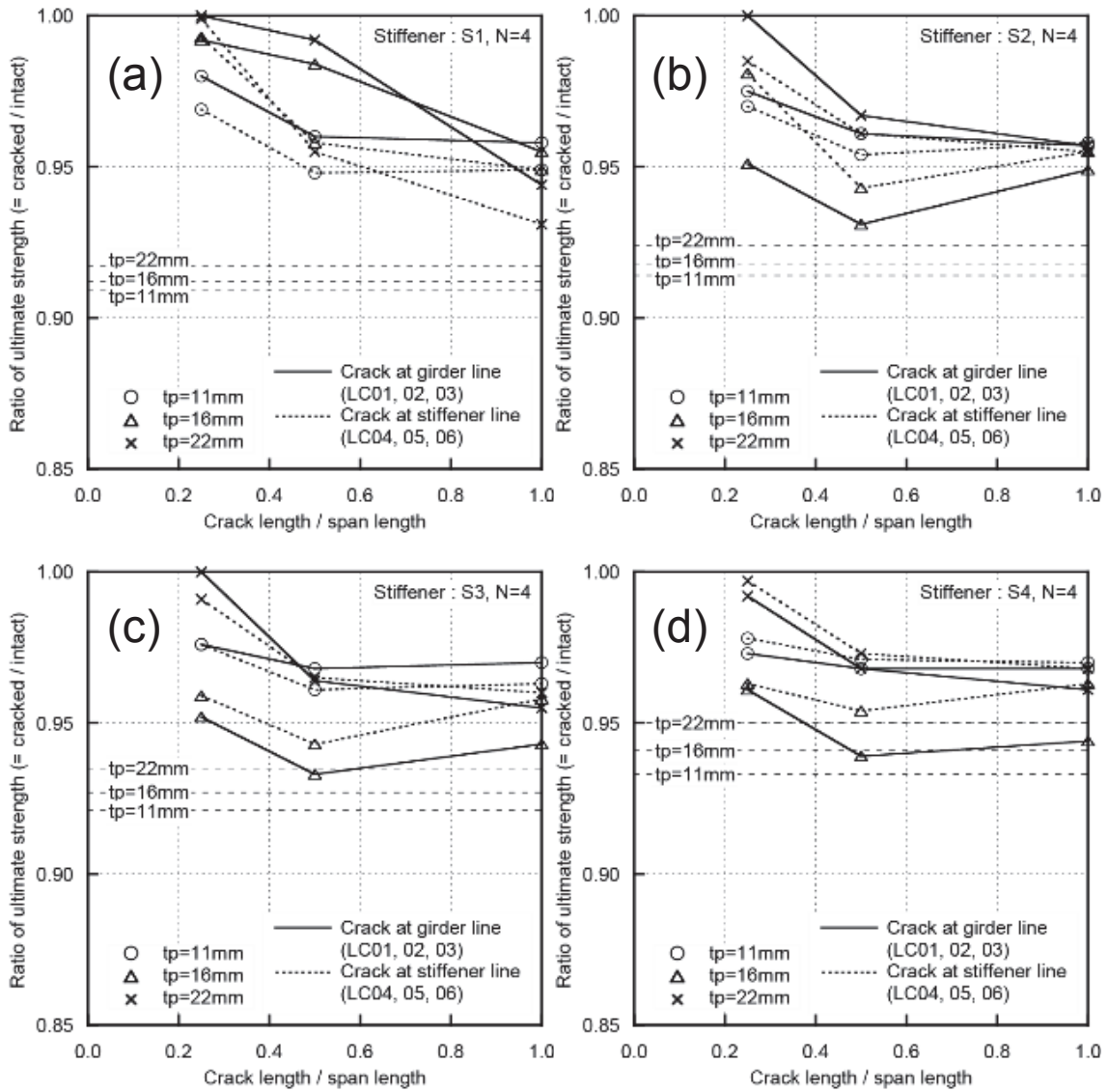


Fig. 5-20 Relationships between reduced ultimate strength and crack length ((Longitudinal Crack : LC01-TC06, $N=4$) [(a) Stiffener : S1, (b) Stiffener : S2, (c) Stiffener : S3, (d) Stiffener : S4]

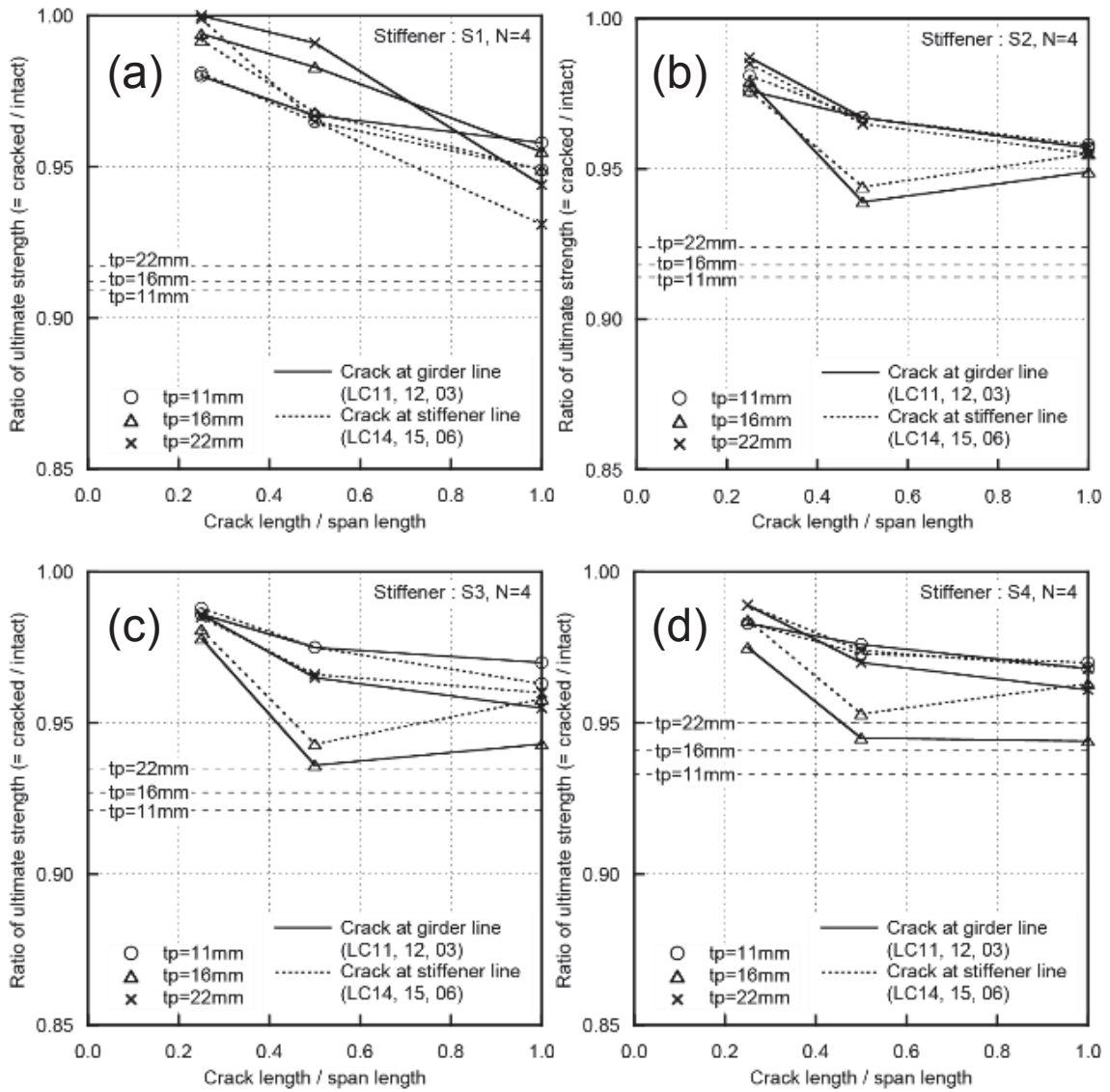


Fig. 5-21 Relationships between reduced ultimate strength and crack length (Longitudinal Crack : LC11, LC12, LC03, LC14, LC15, LC06, $N=4$) [(a) Stiffener : S1, (b) Stiffener : S2, (c) Stiffener : S3, (d) Stiffener : S4]

ここで、Fig. 5-18(a) に着目すると、このモデルでは防撓材が小さく全体座屈を伴って崩壊に至るが、き裂によって全体座屈変形が助長され、き裂長さの増加と共に最終強度が比例的に低下する傾向を示す。これに対して、Fig. 5-18 (b) ~ (c) においては、防撓材が十分な曲げ剛性を有しているために全体座屈変形は成長せず、き裂によってパネルの局部座屈が発生することになる。この時の局部座屈は三辺支持一辺自由に近い座屈モードであり、このモードでは板の長さ / 幅の比(ここでは、き裂長さ/局部パネル幅に相当)がある程度になると座屈応力がほぼ一定になることが知られている [70]。したがって、き裂が長くなっても最終強度の低下は頭打ちとなる傾向を示す。また、き裂長さがスパン長に達した場合でも最終強度の低下率は 10%程度に留まっている。つまり、荷重と水平方向のき裂は最終強度を大きく低下させないと言える。

次に Fig. 5-18 からパネル板厚の違いについて考察すると、板厚 $t_p = 16 \text{ mm}$ の場合にき裂による最終強度の低下率が大きくなる傾向がある。板厚 16 mm のパネルでは局部パネルの弾性座屈応力が降伏応力に近く、座屈の発生と同時に最終強度を迎える。したがって、き裂による局部座屈強度の低下(三辺支持一辺自由のパネルの座屈応力に変化)が直接的に最終強度の低下に結びつく。き裂の挿入位置に関して、ガーダー下と防撓材下では板厚やき裂長さに応じて最終強度の低下率の大小関係が複雑に変化する。ただし、防撓材下のき裂でも防撓材は十分な防撓効果を持つため、防撓材間の局部パネルに三辺支持一辺自由の局部座屈を生じさせることは変わらない。

Fig. 5-18 と Fig. 5-19 から、き裂の長さ方向挿入位置の違いについて考察すると、最終強度の低下率とき裂長さの関係は両者の間でほぼ同じ傾向を持つが、全般にトランス材位置にき裂の始点がある方が最終強度の低下率が小さいことが分かる。この傾向は他の防撓材寸法やパネル板厚においても同様に見られる。最後に防撓材の本数の影響も考察するために Fig. 5-18 と Fig. 5-20, Fig. 5-19 と Fig. 5-21 を比較すると、前述の傾向は両者でほぼ変わらないものの、全般に防撓材の本数が多い方が最終強度の低下率が小さいことが分かる。防撓材が低い場合を除き、防撓材方向のき裂はパネルの局部座屈を生じさせるが、座屈変形の範囲はき裂に隣接する防撓材間パネルに限定される。防撓材本数が多くなると、防撓材間のパネル断面積が防撓パネルの全断面積に占める割合が小さくなるので、結果として防撓材の本数が多くなると、き裂による最終強度の低下率は小さくなっている。

ところで、Fig. 5-20 や Fig. 5-21 を見ると、き裂長さがトランス材スペーススパンの $1/2$ から全長まで伸びた際に最終強度が上昇する場合がある。この理由は以下の通りである。き裂部のパネルにはき裂長さに応じた範囲に 3 辺支持 1 辺自由のモードの局部座屈が生じることとなるが、このき裂部の局部座屈が、若干ではあるものの隣接するロンジ間の健全パネルの変形に影響を及ぼす。つまり、き裂のない周縁部でのたわみの連続性により、き裂の長さに応じた局部変形に類似の変形を隣接するロンジ間パネルに生

じさせようとする。この変形は、き裂長さがスパンの半分の方が本来の健全パネルの座屈モード長さ(ロンジ間長と近い)に近く、一方でき裂長さがスパン全長にわたる場合は本来の健全パネルの座屈モードとは異なることになる。そのため、き裂長さがスパン全長にわたる場合には、隣接する健全パネルの局部座屈の発生に抵抗することで最終強度が高くなる場合がある。この影響度合いはパネル板厚等の寸法によって異なるが、顕著な場合であっても僅かに抵抗するのみであり、崩壊挙動を大きく変化させることはない。このように、防撓材方向き裂が長くなると最終強度が上昇する場合はあるものの、その上昇率は大きな場合でも 2%程度であり、最終強度は頭打ちとなると評価して良いと考える。

最後に、防撓材方向のき裂による最終強度の低下率を簡易的に推定する方法を考える。上述の防撓材本数の影響の考察では、き裂は隣接する局部パネルだけに影響を及ぼす可能性について言及した。そこで、最も危険な状況として、防撓材間で局部パネルが荷重を全く受け持てない、つまり、1つの防撓材間の局部パネルの断面を取り去った状況を考える。この状況によって減少した断面積と元の断面積の比は、先の式(5.3)で防撓材間の局部パネルに幅方向き裂を挿入した場合の R_A に相当する。Fig. 5-18～Fig. 5-21 に R_A を水平破線で示す。Fig. 5-18～Fig. 5-21 を見ると、Fig. 5-20(d) の板厚 16 mm, LC05 のき裂を除き、最終強度低下率が水平破線を下回らないことが分かる。また、Fig. 5-20(d) の板厚 16 mm, LC05 のき裂の場合でも低下率はほんのわずかに水平破線を下回るに過ぎない。このことから、防撓材方向のき裂による最終強度低下率の下限値は、 R_A を使って推定できると考えられる。Fig. 5-22 はき裂長さの変化による最終強度低下率の最小値(Fig. 5-18～Fig. 5-21 の各ラインの最小値)と R_A との相関関係を示している。安全側の推定ではあるものの、強度低下率の下限値として R_A による推定が十分に有用であると考えられる。なお、Fig. 5-22 のうち、き裂が防撓材下に存在する場合とガーダーに沿う場合で分布の傾向に違いは見られない。

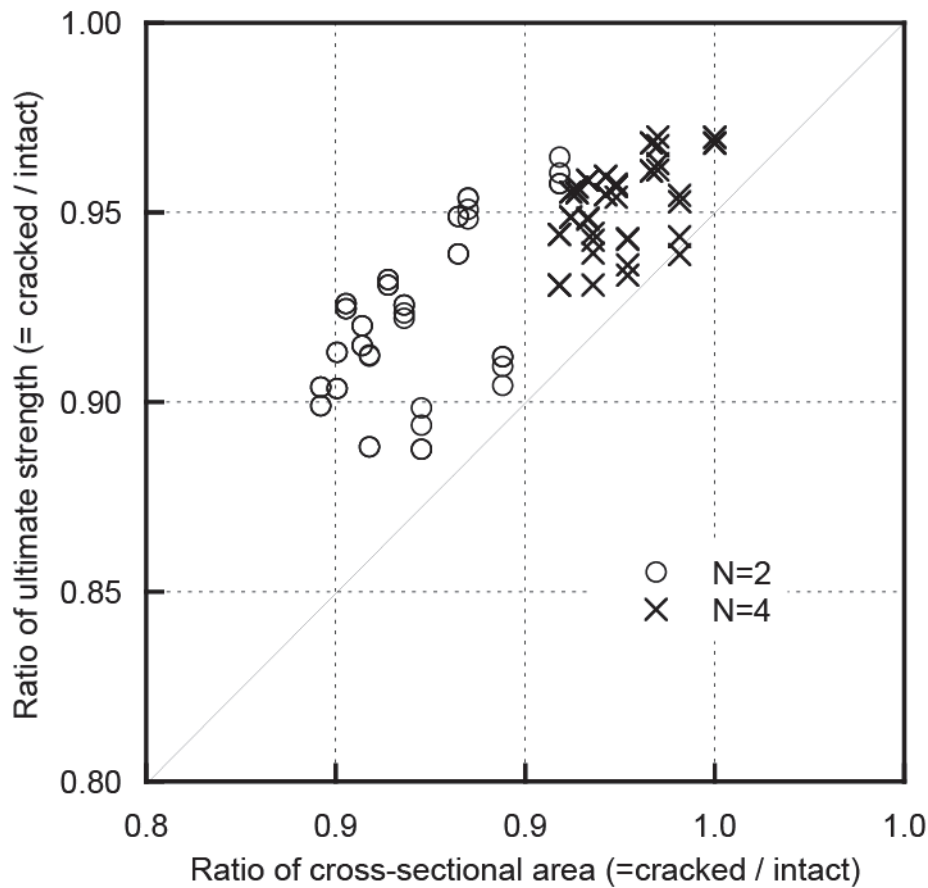


Fig. 5-22 Relationships between reduced ultimate strength and reduced cross sectional area by crack (Longitudinal crack)

5.3 第 5 章結言

本章では防撓材方向に面内圧縮荷重を受ける連続防撓パネルを対象に、幅方向ならびに防撓材方向のき裂を考え、き裂損傷が防撓パネルの圧壊挙動に与える影響を FEM を用いて検証した。ここでは、実際の船体構造で使用される可能性が高い防撓パネル寸法を対象とし、さらに現実的な痩せ馬モードの初期たわみを考慮した。この条件における結果を以下に考察し、き裂による最終強度の低下率の推定方法を提案する。

幅方向き裂においては以下の知見を得た。

- ・き裂の存在により載荷断面積が減少するため、初期剛性は低下する。
- ・無き裂において全体座屈モードで崩壊する防撓パネル寸法であっても、き裂周辺で局所変形が発生する場合がある。
- ・局部座屈モードで最終強度を迎える場合は、き裂が存在する断面以外の部位の崩壊挙動に与える影響は小さい。

- ・無き裂の場合との最終強度比と、断面積の残存率 (実断面積比) との関係を見ると、全体座屈モードで崩壊する寸法では全般的に最終強度比は大きくなり、局部座屈モードで崩壊する寸法では最終強度比と実断面積比はほぼ等しくなる。

また、防撓材方向き裂においては以下の知見を得た。

- ・全体座屈モードで崩壊する寸法では、き裂により全体座屈変形が助長され、その長さに応じて最終強度比は低下する。

- ・局部座屈モードで崩壊する寸法では、局部座屈変形は助長されるが、き裂が存在するスパン以外の部位の応力分布への影響は小さい。

- ・無き裂の場合との最終強度比は、き裂が存在するスパンを除いた断面積比を下限値として推定できる。

- ・き裂スパンの変形は三辺支持一辺自由の座屈変形となり、トランス材スペーススパンの $1/2$ 以上の長さでは最終強度比の低下は頭打ちとなる。

第6章 結言

本研究の目的は、防撓パネル構造がき裂損傷を有する場合の最終強度について、動的陽解法を適用してき裂面の接触を考慮した検証を行い、その残存強度を体系的に明らかにすることである。本論文では、動的陽解法の精度検証をはじめとし、最も基礎的なき裂パネルの応答、繰返し荷重による挙動、防撓パネルに種々のき裂が存在する場合の残存強度の推定方法を示した。以下にその概要を示す。

第2章では、従来用いられてきた静的解法と動的陽解法について、防撓パネルの最終強度解析における解析結果の比較検証を実施した。ここでは、載荷速度に留意が必要となるが、動的陽解法によって妥当な解析結果が得られることを示した。また、従来の静的解法による座屈解析に必須である初期たわみについて、動的陽解法を用いた場合でも精度の担保には必要となる場合があることを示した。

第3章では、最も基礎的な構成であるき裂を有する周辺支持パネルを対象に、シェル要素を用いた場合の問題点と、き裂面の接触を表現するための動的陽解法を用いたシェルソリッドモデルのモデル化手法とその有用性を示した。また、様々なき裂長さやき裂位置における接触挙動と最終強度後に至る挙動を考察し、き裂面に隙間が無い状態であれば最終強度までに及ぼす影響が小さいことを示した。

第4章では、供用中のパネル構造に対して発生する引張および圧縮の繰返し荷重を想定し、引張り荷重の大きさや、パネルのアスペクト比および板厚の違いによるき裂の開閉口挙動に関する解析結果を示した。その結果から、座屈変形と共に最終強度を迎える寸法パネルでは、繰返し荷重の大きさやパネルのアスペクト比によってはき裂面の接触が発生せずに最終強度を迎えることを示した。よって、様々な寸法が存在する複雑な構造の最終強度の冗長性を議論するためには、安全側の評価としてき裂の接触は考慮しないことが適切であることを示した。

第5章では、前章の結果に従いき裂面の接触は起こらない条件とし、実際に船体構造の一部として使用されることの多い連続防撓パネルを対象に、様々なき裂損傷が存在する場合の最終強度への影響を体系的に示した。ここでは、パネル板厚3ケース、防撓材寸法4ケース、防撓材本数2ケースのそれぞれについて、幅方向ならびに防撓材方向に発生した計24ケースのき裂を想定し、き裂が崩壊挙動に与える影響を力学的に考察した。その結果、き裂損傷の存在によって構造全体の不安定が誘起されることは無く、防撓パネルの最終強度の低下率はき裂面による断面積の減少率で推定できることを示した。

た。この知見によって、き裂損傷後の安全性評価を容易にすることを可能とし、き裂損傷の発見後、これを早急に修理すべきか否かあるいは修理ドックまでの運行の在り方を判断する1つの指標を示すことができた。

また、本研究に関連した今後の進展課題を以下に示す。

1. 本研究ではき裂面の接触挙動をFEMにより検証した。パネル構造の座屈・最終強度解析の実験との比較は実施例があるが、き裂が存在するパネルの最終強度を実験した例は無い。この実験について既に着手しており、き裂の局所的な挙動の実現象に対する比較検証を行う。
2. 本研究においては面内荷重のみを考慮したが、ISSC2009 III.1 Ultimate Strength レポート [71]では面外荷重が存在する場合にき裂が最終強度に与える影響がより顕著であることが示されている。第5章において、防撓パネルの崩壊挙動に対してはき裂損傷が隣接スパンへ及ぼす影響が小さいことを示しているが、面外荷重を考慮した検証によって、より実現象に近い挙動の確認が可能となる。
3. 本研究では防撓パネル構造の圧縮最終強度解析へ動的陽解法を適用する場合の注意点と解析精度を示した。京コンピューターに代表されるように近年の解析システムの性能向上は著しいが、動的陽解法はこれらのメモリ分散型システムに適しておりより大規模かつ詳細な解析が可能である。船体の桁モデルや全船構造などの大規模モデルを用いて多様なシナリオを想定した損傷の影響評価を行うことで、新たな知見を得られる可能性がある。
4. 第5章において提案した強度低下率の推定法は非常に簡便であり、幅方向き裂に関しては十分な精度も有している。したがって、き裂発生寿命や進展予測などと組み合わせることで、き裂を考慮したパネルの強度信頼性を簡単に予測することも出来ると考えられる。また、近年の技術発展が目覚ましいIoTや画像処理AIとの連携によりリアルタイムに強度評価を行うことで、効果的な維持管理の実現が期待できる。

参考文献

- [1] T. Yao, M. Fujikubo, "Buckling and ultimate strength of ship and shiplike floating structures, first edition", *Butterworth-Heinemann-Elsevier*, 2016.
- [2] W. Fricke, "Fatigue analysis of welded joints: state of development", *Marine Structures*, vol. 16, pp. 185-200, 2003.
- [3] "<http://www.imo.org/OurWork/Safety/SafetyTopics/Pages/Goal-BasedStandards.aspx>", [Online]. [Accessed 15 November 2018].
- [4] 矢尾哲也, 藤久保昌彦, 柳原大輔, 大野禎久, “防撓パネルの圧壊挙動に関する研究 (第1報)”, *日本造船学会論文集*, 第 178 号, pp. 451-462, 1995.
- [5] 矢尾哲也, 藤久保昌彦, 柳原大輔, 久間康充, “防撓パネルの圧壊挙動に関する研究 (第2報)”, *日本造船学会論文集*, 第 180 号, pp. 435-446, 1996.
- [6] T. Yao, O.C. Astrup, P. Caridis, Y.N. Chen, S.R. Cho, R.S. Dow, O. Niho, P. Rigo, "Ultimate hull girder strength", *Proceedings of the 14th International Ship and Offshore Structures Congress (ISSC 2000)*, pp. 321-391.
- [7] T. Yao, "Hull girder strength", *Marine Structures*, vol. 16, pp. 1-13, 2003.
- [8] Z. Pei, K. Iijima, M. Fujikubo, Y. Tanaka, S. Tanaka, S. Okazawa, T. Yao, "Collapse Behaviour of a Bulk Carrier under Alternate Heavy Loading Conditions", *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, vol. 23, pp. 224-231, 2013.
- [9] Z. Pei, K. Iijima, M. Fujikubo, S. Tanaka, S. Okazawa, T. Yao, "Simulation on progressive collapse behaviour of whole ship model under extreme waves using idealized structural unit method", *Marine Structures*, vol. 40, pp. 104-133, 2015.
- [10] Z.-Y. Pei, S. Tanaka, M. Fujikubo, T. Yao, "Simple method to evaluate ultimate hull girder strength of bulk carrier in alternate heavy loading condition", *Chuan Bo Li Xue/Journal of Ship Mechanics*, vol. 20, pp. 849-857, 2016.
- [11] S. Tanaka, D. Yanagihara, A. Yasuoka, M. Harada, S. Okazawa, M. Fujikubo, T. Yao, "Evaluation of ultimate strength of stiffened panels under longitudinal thrust", *Marine Structures*, vol. 36, pp. 21-50, 2014.
- [12] M. Fujikubo, T. Yao, M.R. Khedmati, M. Harada, D. Yanagihara, "Estimation of ultimate strength of continuous stiffened panel under combined transverse thrust and lateral pressure Part 1 : Continuous plate", *Marine Structures*, vol. 18, pp. 383-410, 2005.
- [13] M. Fujikubo, M. Harada, T. Yao, M.R. Khedmati, D. Yanagihara, "Estimation of ultimate strength of continuous stiffened panel under combined transverse thrust and lateral pressure

- Part 2: Continuous stiffened panel", *Marine Structures*, vol. 18, pp. 411-427, 2005.
- [14] M. Ozdemir, A. Ergin, D. Yanagihara, S. Tanaka, T. Yao, "A new method to estimate ultimate strength of stiffened panels under longitudinal thrust based on analytical formulas", *Marine Structures*, vol. 59, pp. 510-535, 2018.
- [15] Common structural rules (CSR BC & OT), IACS, 2017.
- [16] S. Suresh, *Fatigue of materials*, 2nd edition, Cambridge University Press, 2002.
- [17] TL. Anderson, *Fracture mechanics: Fundamentals and applications* 3rd edition, CRC Press, 2005.
- [18] SJ. Maddox, *Fatigue strength of welded structures*, 2nd edition, Woodhead Publishing, 2002.
- [19] Y. Sumi, "Fatigue crack propagation and computational remaining life assessment of ship structures", *Journal of Marine Science and Technology*, vol. 3, pp. 102-112, 1998.
- [20] T. Okawa, Y. Sumi, M. Mohri, "Simulation-based fatigue crack management of ship structural details applied to longitudinal and transverse connections", *Marine Structures*, vol. 19, pp. 217-240, 2006.
- [21] R. Gadallah, N. Osawa, S. Tanaka, S. Tsutsum, "Critical investigation on the influence of welding heat input and welding residual stress on stress intensity factor and fatigue crack propagation", *Engineering Failure Analysis*, vol. 89, pp. 200-221, 2018.
- [22] R. Gadallah, N. Osawa, S. Tanaka, S. Tsutsumi, "A novel approach to evaluate mixed-mode SIFs for a through-thickness crack in a welding residual stress field using an effective welding simulation method", *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 197, pp. 48-65, 2018.
- [23] T.L. Anderson, "Fracture Mechanics: Fundamentals and applications", *Fourth Edition*, CRC Press, 2016.
- [24] A. Babazadeh, M.R. Khedmati, "Ultimate strength of cracked ship structural elements and systems: A review", *Engineering Failure Analysis*, vol. 89, pp. 242-257, 2018.
- [25] R. Brighenti, "Numerical buckling analysis of compressed or tensioned cracked thin plates", *Engineering Structures*, vol. 27, pp. 265-276, 2005.
- [26] R. Brighenti, "Buckling of cracked thin-plates under tension or compression", *Thin-Walled Structures*, vol. 43, pp. 209-224, 2005.
- [27] R. Brighenti, "Buckling sensitivity analysis of cracked thin plates under membrane tension or compression loading", *Nuclear Engineering and Design*, vol. 239, pp. 965-980, 2009.
- [28] J.K. Paik, Y.V.S. Kumar, J.M. Lee, "Ultimate strength of cracked plate elements under axial compression or tension", *Thin-Walled Structures*, vol. 43, pp. 237-272, 2005.

- [29] J.K. Paik, "Residual ultimate strength of steel plates with longitudinal cracks under axial compression - experiments", *Ocean Engineering*, vol. 35, pp. 1775-1783, 2008.
- [30] J.K. Paik, "Residual ultimate strength of steel plates with longitudinal cracks under axial compression - Nonlinear finite element method investigations", *Ocean Engineering*, vol. 36, pp. 266-276, 2009.
- [31] M.R. Khedmati, P. Edalat, M. Javidruzi, "Sensitivity analysis of the elastic buckling of cracked plate elements under axial compression", *Thin-Walled Structures*, vol. 47, pp. 522-536, 2009.
- [32] 柳原大輔, 三宅良文, “き裂損傷を有する防撓パネルの圧壊挙動に関する研究”, *日本船舶海洋工学会講演会論文集*, 第 11 号, pp. 99-102, 2010.
- [33] D. Yanagihara, Y. Miyake, “Compressive collapse behavior of stiffened plate with cracking damage”, *Conf. Proc. The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, 11, pp. 99-102, 2010.
- [34] D. Yanagihara, "Bending and Compressive Strength of Stiffened Panels with Crack Damage in Longitudinal Stiffeners", *Proceedings of the 24th International Ocean and Polar Engineering Conference*, vol. 4, pp. 671-678, 2014.
- [35] X.H. Shi, J. Zhang, C.G. Soares, "Experimental study on collapse of cracked stiffened plate with initial imperfections under compression", *Thin-Walled Structures*, vol. 114, pp. 39-51, 2017.
- [36] Y. Margaritis, M. Toullos, "The ultimate and collapse response of cracked stiffened plates subjected to uniaxial compression", *Thin-Walled Structures*, vol. 50, pp. 157-173, 2012.
- [37] C. Cui, P. Yang, C. Li, T. Xia, "Ultimate strength characteristics of cracked stiffened plates subjected to uniaxial compression", *Thin-Walled Structures*, vol. 113, pp. 27-38, 2017.
- [38] M.C. Xu, Y. Garbatov, C.G. Soares, "Residual ultimate strength assessment of stiffened panels with locked cracks", *Thin-Walled Structures*, vol. 85, pp. 398-410, 2014.
- [39] C. Yu, Y.T. Chen, S. Yang, Y. Liu, G.C. Lu, "Ultimate strength characteristic and assessment of cracked stiffened panel under uniaxial compression", *Ocean Engineering*, vol. 152, pp. 6-16, 2018.
- [40] IACS:Structural Redundancy, Technical Background Report, Harmonized Common Structural Rules.
- [41] ABAQUS, Keywords Reference Manual, Version 6.5.
- [42] MSC.Marc 2010 User's Guide.
- [43] LS-DYNA THEORY MANUAL.

- [44] 土木学会応用力学委員会計算力学小委員会編, “いまさら聞けない計算力学の常識”, 丸善, 2008.
- [45] 国土交通所海事局, コンテナ運搬船安全対策検討委員会最終報告書, 2015.
- [46] 仲町栄治, “動的陽解法の動向”, 塑性と加工, 第 卷 43, 第 495, pp. 12-16, 2002.
- [47] 津田政明, 萩原一郎, “準静的大変形問題の動的陽解法有限要素法に関する基礎検討”, 日本機械学会論文集 A 編 64 卷 622 号, pp. 114-121, 1998.
- [48] 瀬戸山雄, 浅井光輝, 原崎健輔, 川崎巧, 福田英二, “3次元離散型有限要素モデルによる石造アーチ橋の静的・動的強度解析”, 構造工学論文集 A 63A(0), pp. 36-48, 2017.
- [49] 藤久保昌彦, “船体の逐次崩壊挙動とその効率的解析法に関する研究”, 平成 16 年度～平成 18 年度科学研究費補助金(基盤研究(A))研究成果報告書, 2017.
- [50] 岡澤重信, 藤久保昌彦, 長谷圭晃, “パネルの準静的崩壊解析への動的陽解法の適用性について”, 日本船舶海洋工学会講演論文集, 第 2W 号, pp. 1-4, 2006.
- [51] T. Yao, M. Fujikubo, D. Yanagihara, B. Varghese, "Influences of welding imperfections on buckling/ultimate strength of ship bottom plating subjected to combined bi-axial thrust and lateral pressure", *Proceedings of Second International Conference on Thin-Walled Structures*, pp. 425-432, 1998.
- [52] Research committee on steel ship construction, Japan Shipbuilding Quality Standards 4-(JSQS), Society of Naval Architects, Japan, 1979, p. 28.
- [53] C.D. Mote Jr., "Global-Local finite element", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 3, pp. 565-574, 1971.
- [54] I. Hirai, B.P.Wang, W.D. Pilkey, "An efficient zooming method for finite element analysis", *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, vol. 20, pp. 1671-1683, 1984.
- [55] S. Nakasumi, K. Suzuki, H. Ohtsubo, D. Fujii, “Mixed analysis of shell and solid elements using overlaying mesh method”, *Journal of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers*, 189, pp. 219-224, 2001.
- [56] N. Osawa, K. Hashimoto, J. Sawamura, T. Nakai, S. Suzuki, "Study on shell-solid coupling FE analysis for fatigue assessment of ship structure", *Marine Structures*, vol. 20, pp. 143-163, 2007.
- [57] 田中智行, 岡田裕, 岡澤重信, 奚洋, 大槻 康明, “シェルソリッド混合解析を用いた船体構造部材に発生する表面き裂の三次元破壊力学解析に関する研究”, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 13 号, pp. 147-155, 2011.
- [58] MD Nastran, Quick Reference Guide, 2006.

- [59] S. Tanaka, S. Okazawa, H. Okada, Y. Xi, Y. Ohtsuki, "Analysis of threedimensional surface crack in welded joint structure using shell-solid mixed method", *International Journal of Offshore and Polar Engineering*, vol. 23, pp. 224-231, 2013.
- [60] ANSYS, Help Reference, Version 12.0.
- [61] R.S. Alwar, "Ramachandran Nambissan K.N., Influence of crack closure on the stress intensity factor for plates subjected to bending - A 3-D finite element analysis", *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 17, pp. 323-333, 1983.
- [62] K.T. Sundara Raja Iyengar, M.V.V. Murthy, M.N. Bapu Rao, "Three-dimensional elastic analysis of cracked thick plates under bending fields", *International Journal of Solids and Structures*, vol. 24, pp. 683-703, 1988.
- [63] K.N. Ramachandran Nambissan, M. Sreekumar, "Influence of crack closure on SIF for plates under bending - A mixed mode case", *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 45, pp. 149-158, 1993.
- [64] J.P. Dempsey, I.I. Shekhtman, L.I. Slepyan, "Closure of a through crack in a plate under bending", *International Journal of Solids and Structures*, vol. 35, pp. 4077-4089, 1998.
- [65] "<http://www.e-technostar.com/>", [オンライン]. [アクセス日: 22 November 2018].
- [66] 矢尾哲也, 藤久保昌彦, 柳原大輔, 入沢真生, "防撓パネルの座屈・塑性崩壊解析における FEM モデル化に関する考察", *西部造船会会報(95)*, pp. 121-128, 1998.
- [67] ISO18072 シリーズ最終強度算式検証のための研究委員会報告書, 日本船舶海洋工学会, 2011.
- [68] 寺澤一雄, 船体構造力学, 海文堂出版, 1974, p. 271.
- [69] J.K. Paik et al., "Committee III.1 Ultimate Strength, Proceedings of 17th international ship and offshore structures congress", vol. 1, pp. 375-474, 2009.

謝辞

本論文は、私が株式会社富士通九州システムズに在籍しながら広島大学大学院工学研究科博士課程後期輸送・環境システム専攻に進学して、同大学院工学研究院田中智行准教授のもとで行った研究成果をまとめたものです。

田中准教授には、研究の推進のみならず学会講演や論文作成に当たり多大なご指導やご支援を賜りました。また、九州大学工学研究院海洋システム工学部門の柳原准教授には、座屈・最終強度の評価に関し終始貴重なご助言を頂きました。御二人のご指導なくして本研究は成し得ませんでした。

広島大学工学研究院輸送・環境システム構造創生研究室北村充教授、輸送システム計画学研究室濱田邦裕教授、構造創生研究室竹澤晃弘准教授には、本論文の審査をお引き受け頂き、また多くのご助言により本論文の質の向上を促して頂きました。

大阪大学の藤久保昌彦教授には、国内外の講演会において本研究の推進に関する貴重なご助言を賜りました。ジャパンマリコンナインテッド株式会社の平川真一博士、海上技術安全研究所の村上睦尚博士には、解析モデルの構築や研究の進め方などの様々のご助言を頂きました。山梨大学の岡澤重信教授には動的陽解法に関するご指導と共に、本論文をまとめるきっかけを与えて頂きました。

故人となられた元ナカシマプロペラ株式会社の板谷芳樹様には、業務でのお付き合いの枠を超えて知己に富んだ数々のご助言を頂き、社会人としての研究活動を継続するための大きな心の支えとなりました。また、深町幸士朗氏を始め株式会社富士通九州システムズと同僚の皆様方には、進学のお機会を与えて頂くと共に、業務と並行して研究を推進するためのご支援を頂くことが多々ありました。

本研究は、以上の方々を始め多数の方々のご協力によって成し得たものです。ご協力頂いた全ての方々に深く感謝申し上げます。

最後に、私生活を支え本研究への取り組みを見守ってくれた家族に謝意を表します。

平成 31 年 3 月 瀬戸山 雄

付録A き裂を有する防撓パネルの最終強度時変形図

5.2 節に示したき裂損傷を有する防撓パネルの圧縮残存強度評価に関し、それぞれの防撓材寸法、ならびにパネル板厚における最終強度時の変形図を示す。変形量は、解析結果を5倍にスケールしている。また、図中のコンターは相当応力であり、赤色の要素は降伏状態にあることを、青色の要素は無荷重状態にあることを示している。

なお、防撓材 S1、パネル板厚 $t_p = 22 \text{ mm}$ 、および防撓材 S3、パネル板厚 $t_p = 11 \text{ mm}$ のケースについては、5.2 節の Fig. 5-7～Fig. 5-10 を参照いただきたい。

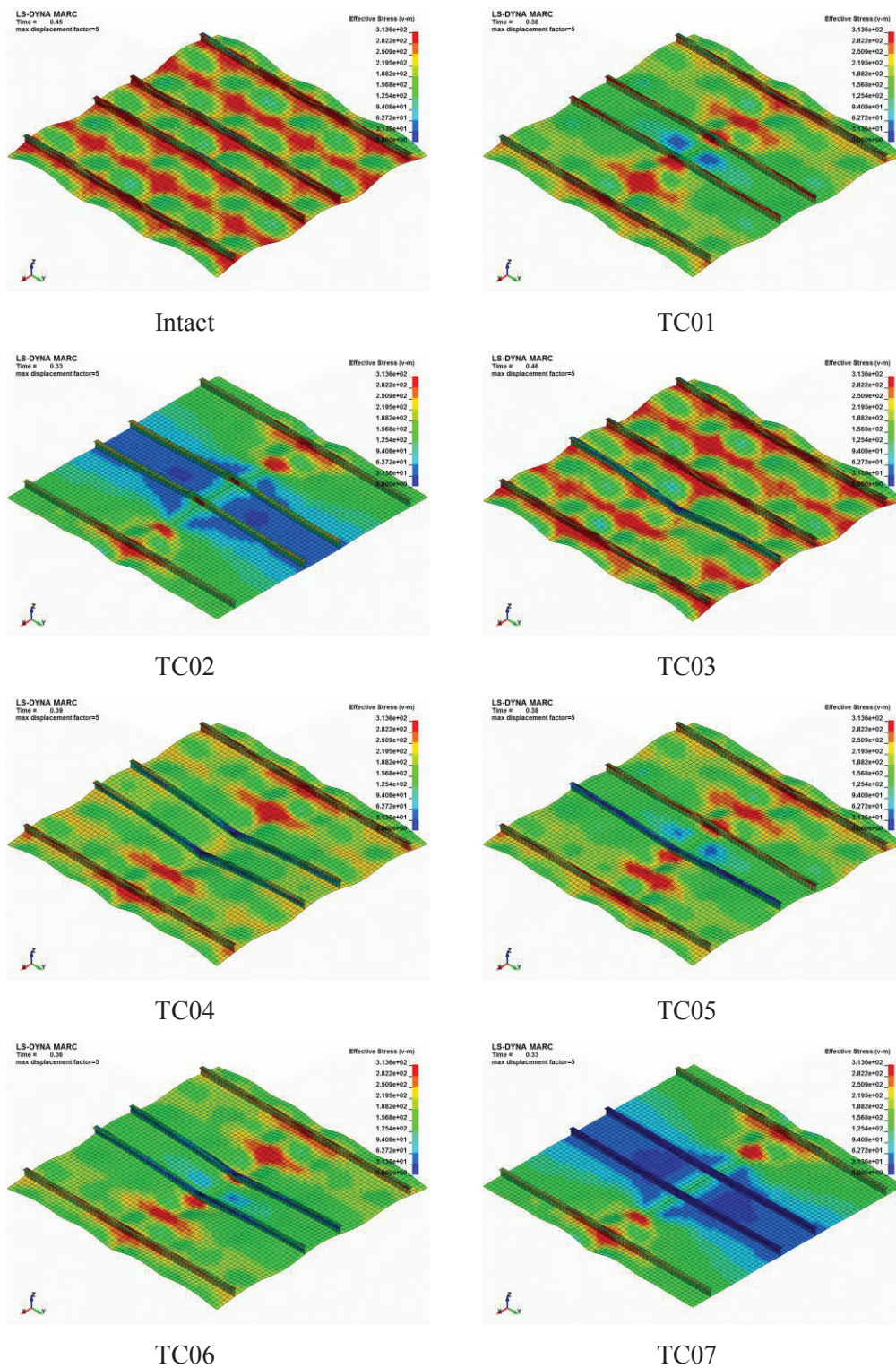


Fig. A-1 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S1, $t_p = 11$ mm, Transverse Crack)

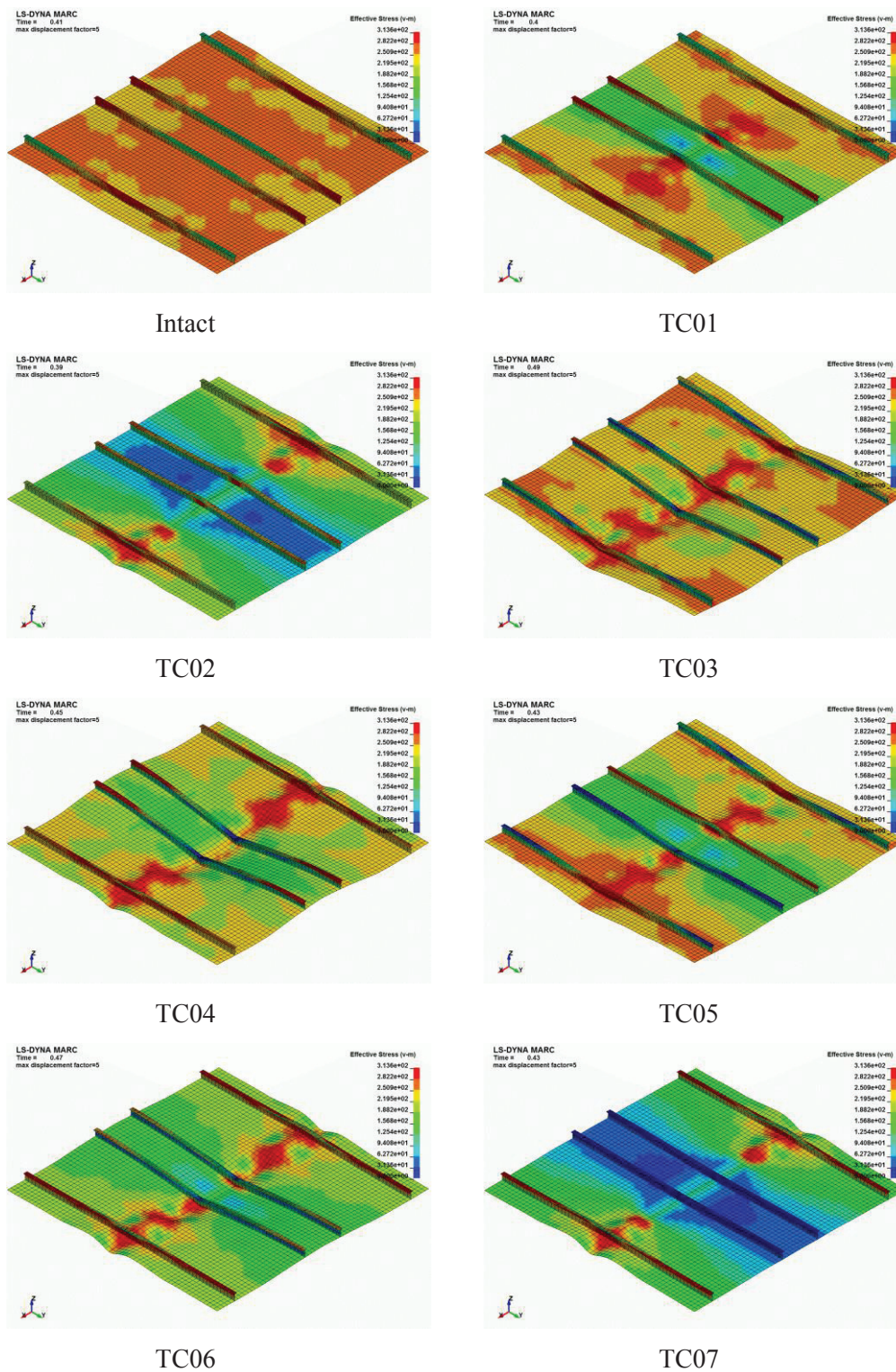


Fig. A-2 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S1, $t_p = 16$ mm, Transverse Crack)

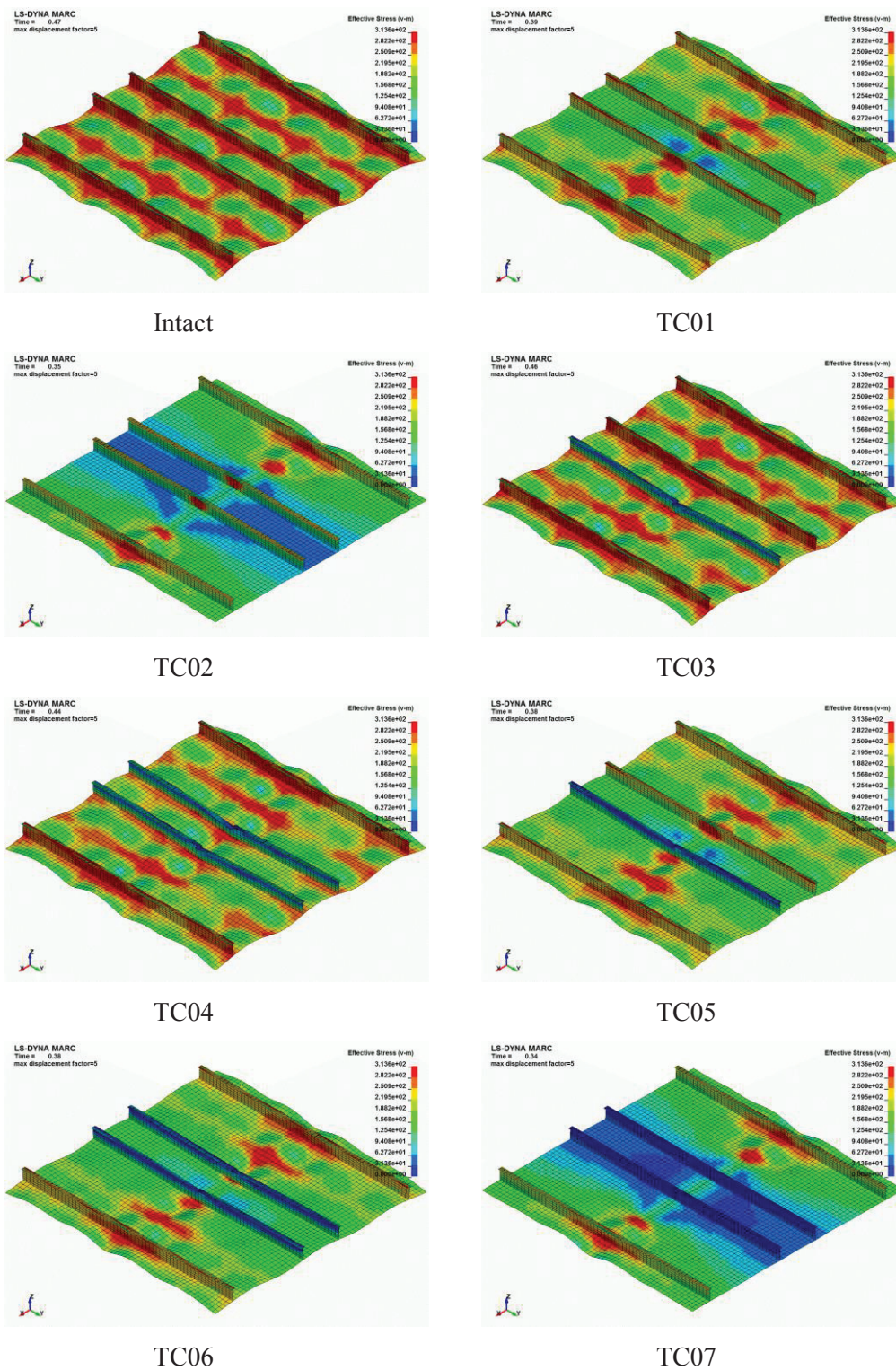


Fig. A-3 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S2, $t_p = 11$ mm, Transverse Crack)

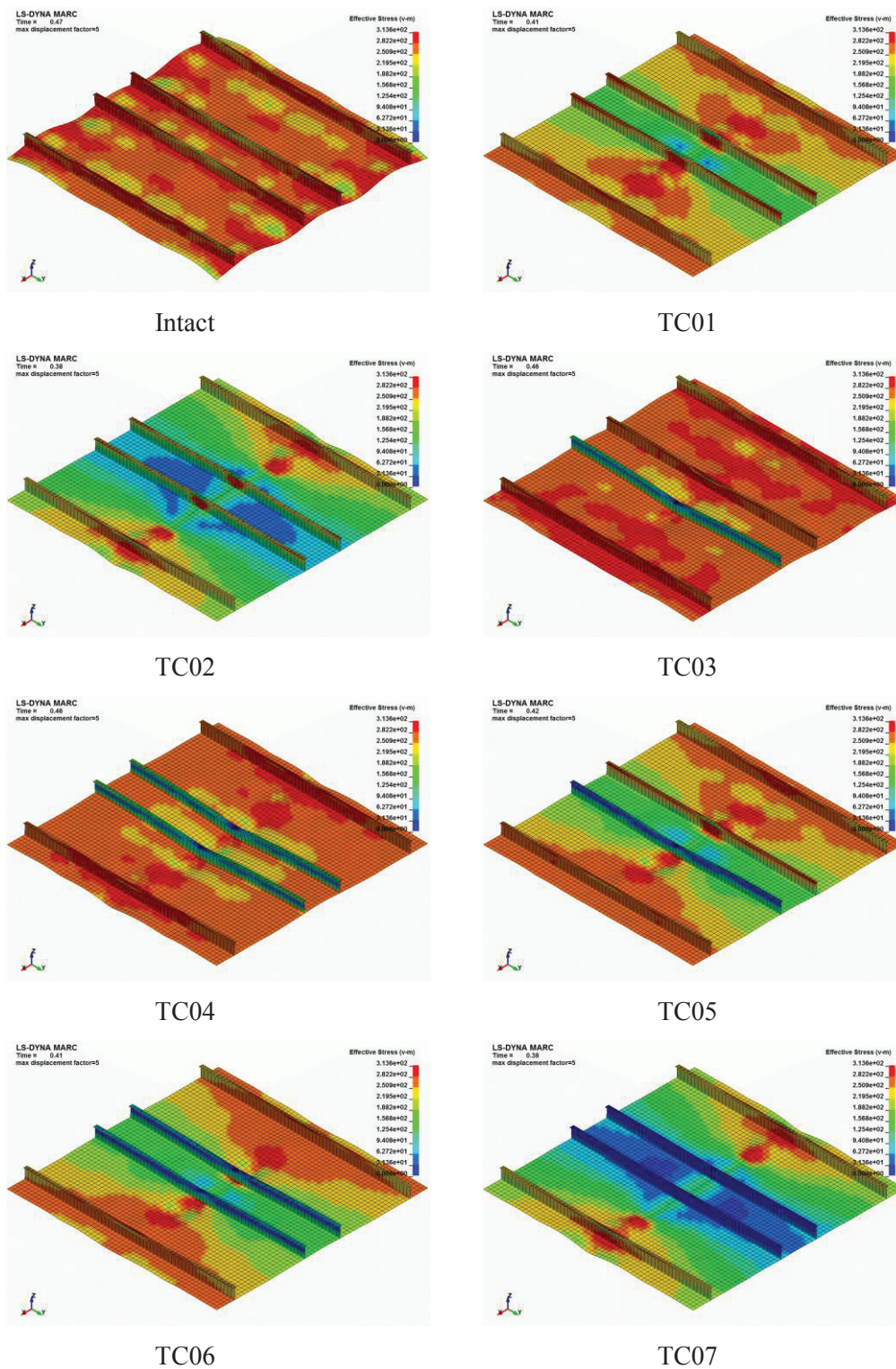


Fig. A-4 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S2, $t_p = 16$ mm, Transverse Crack)

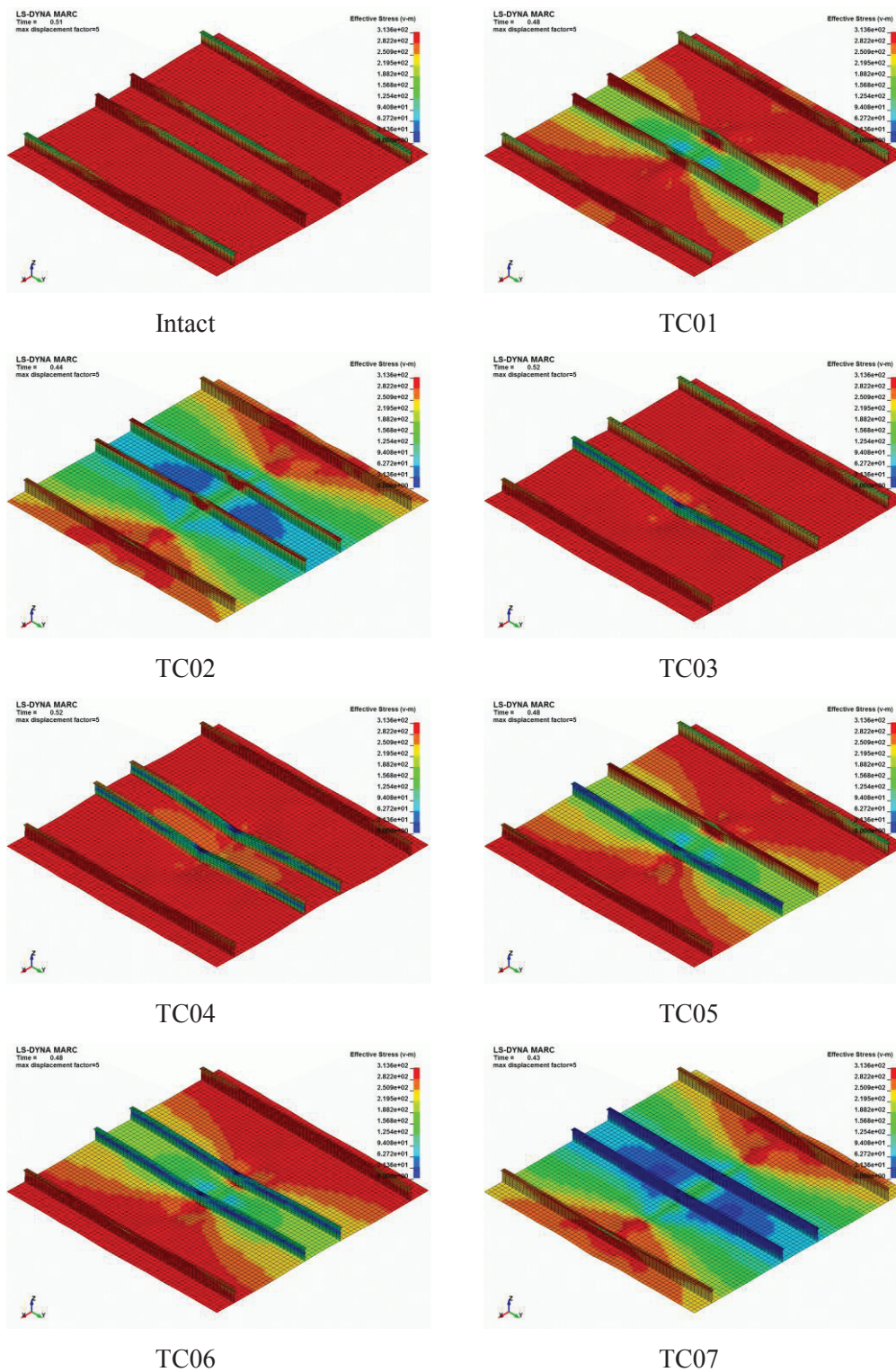


Fig. A-5 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S2, $t_p = 22$ mm, Transverse Crack)

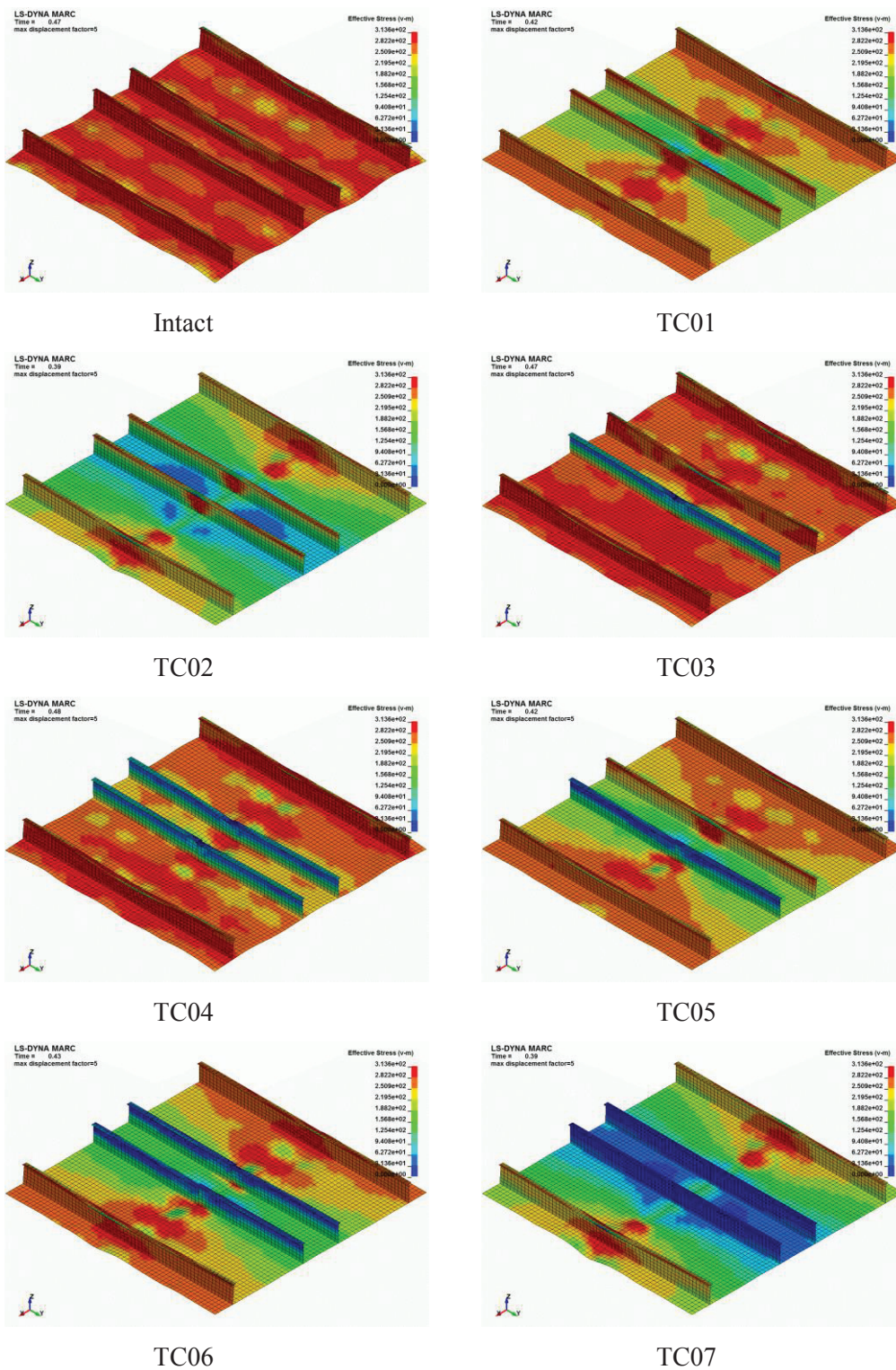


Fig. A-6 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S3, $t_p = 16$ mm, Transverse Crack)

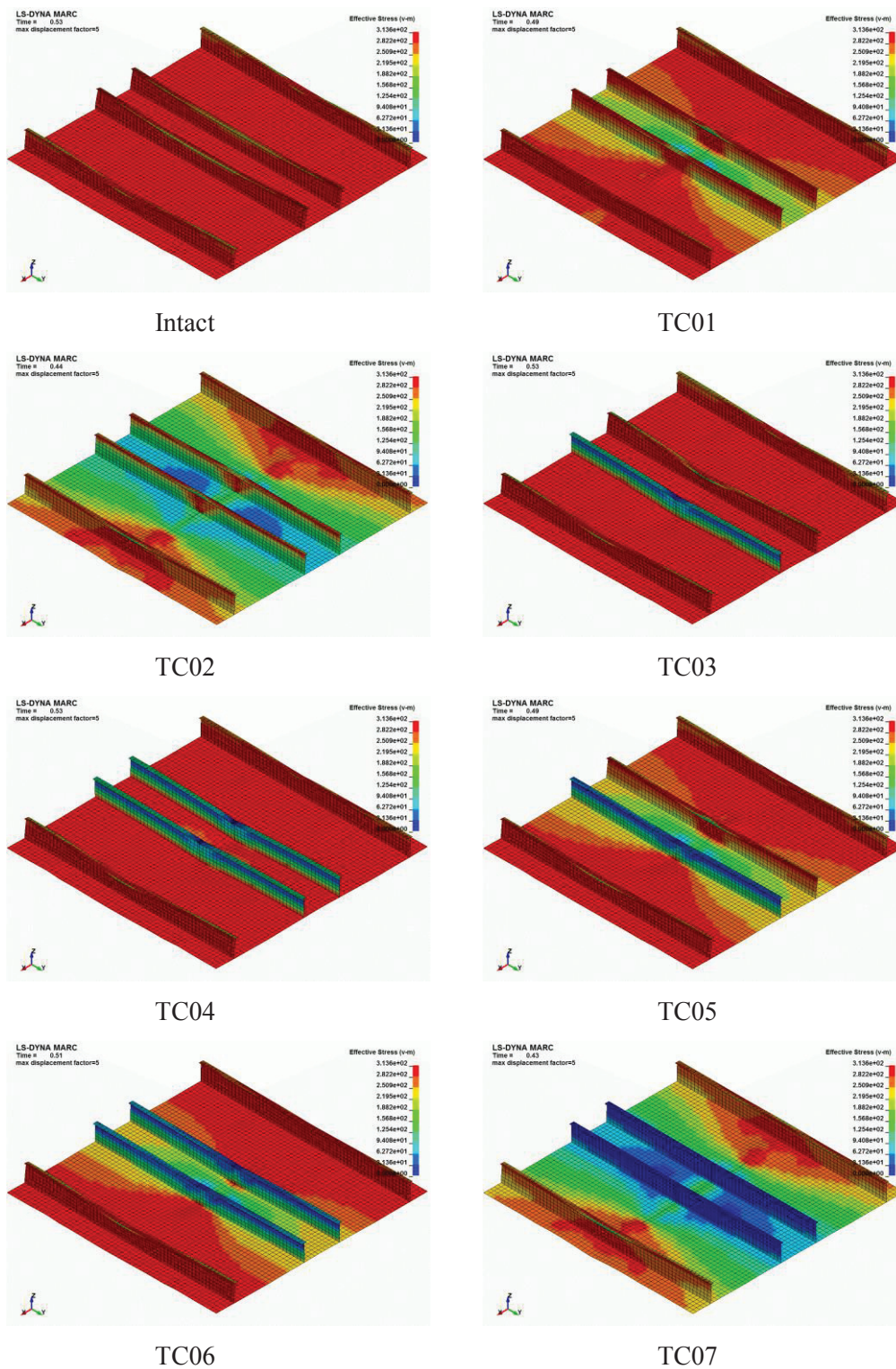


Fig. A-7 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S3, $t_p = 22$ mm, Transverse Crack)

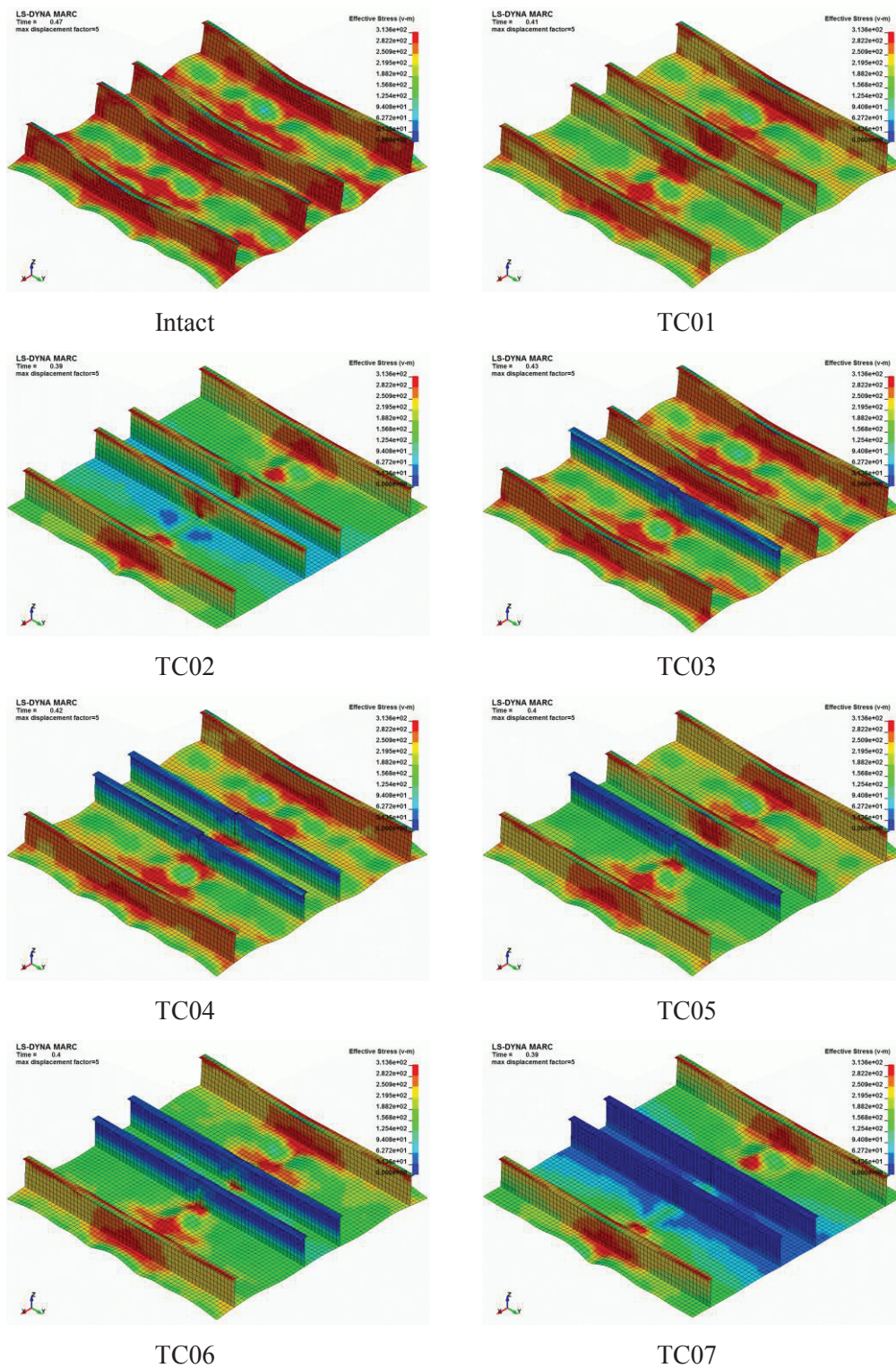


Fig. A-8 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S4, $t_p = 11$ mm, Transverse Crack)

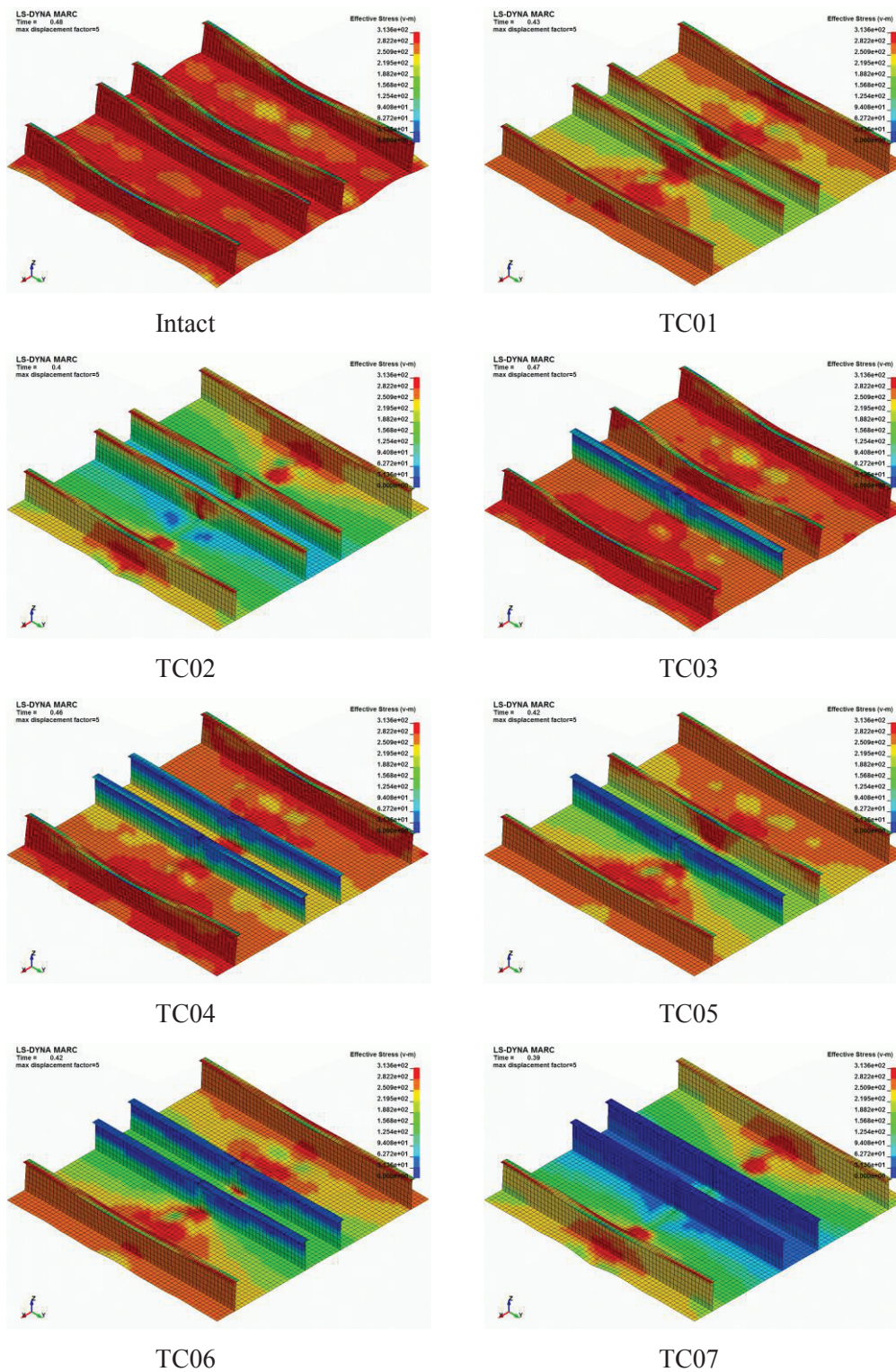


Fig. A-9 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S4, $t_p = 16$ mm, Transverse Crack)

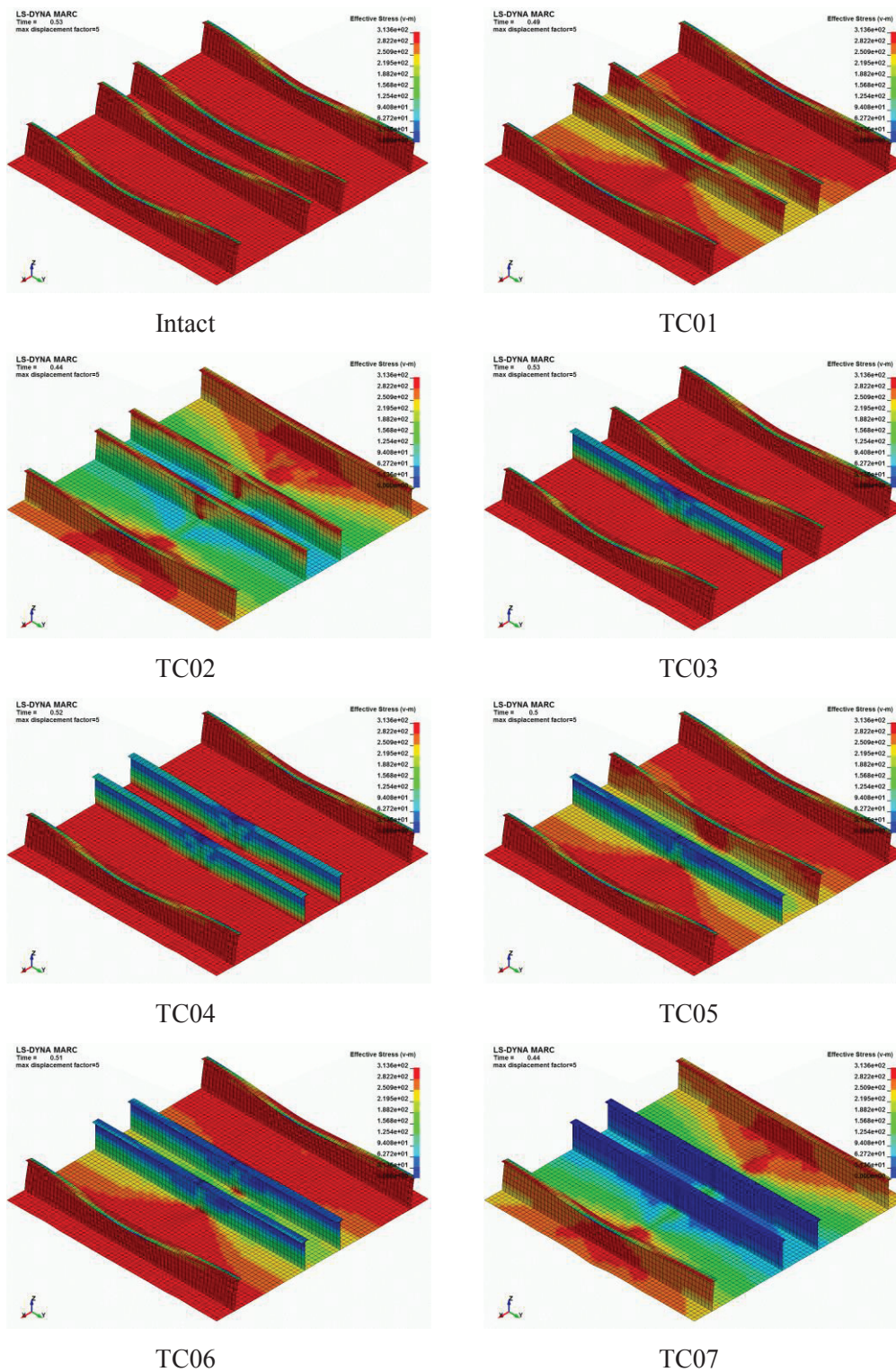


Fig. A-10 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S4, $t_p = 22$ mm, Transverse Crack)

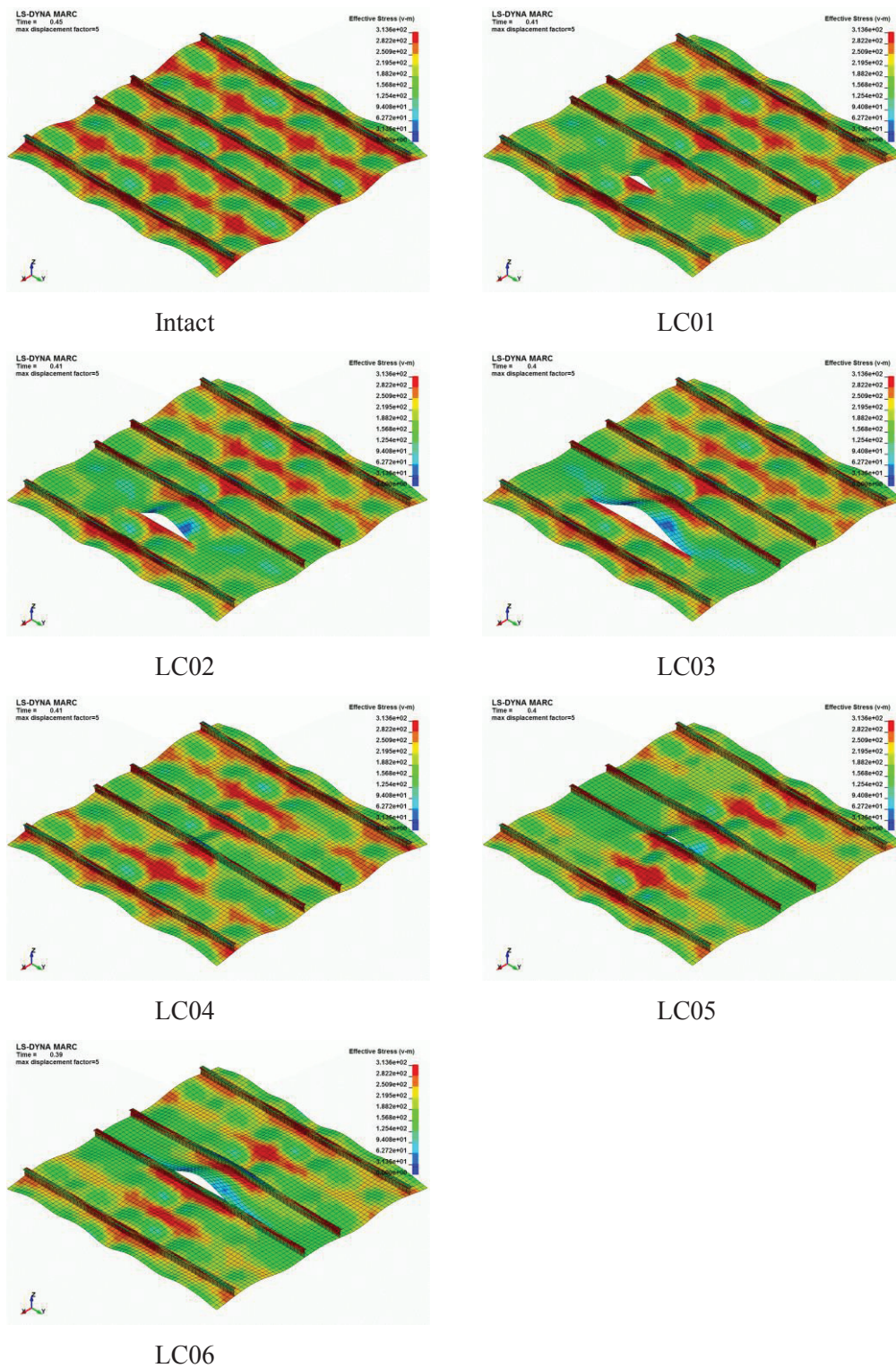


Fig. A-11 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S1, $t_p = 11$ mm, Longitudinal Crack)

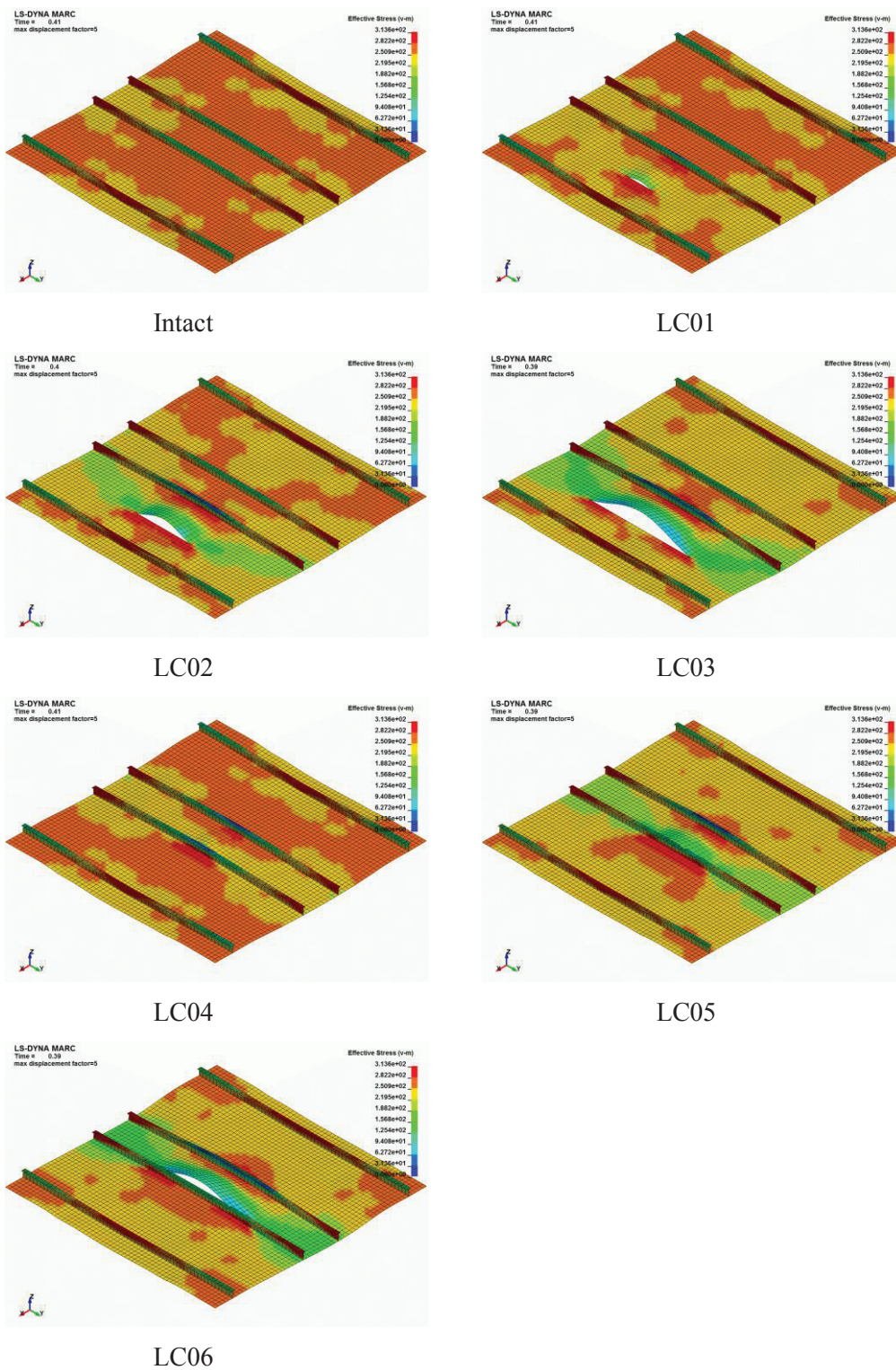


Fig. A-12 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S1, $t_p = 16$ mm, Longitudinal Crack)

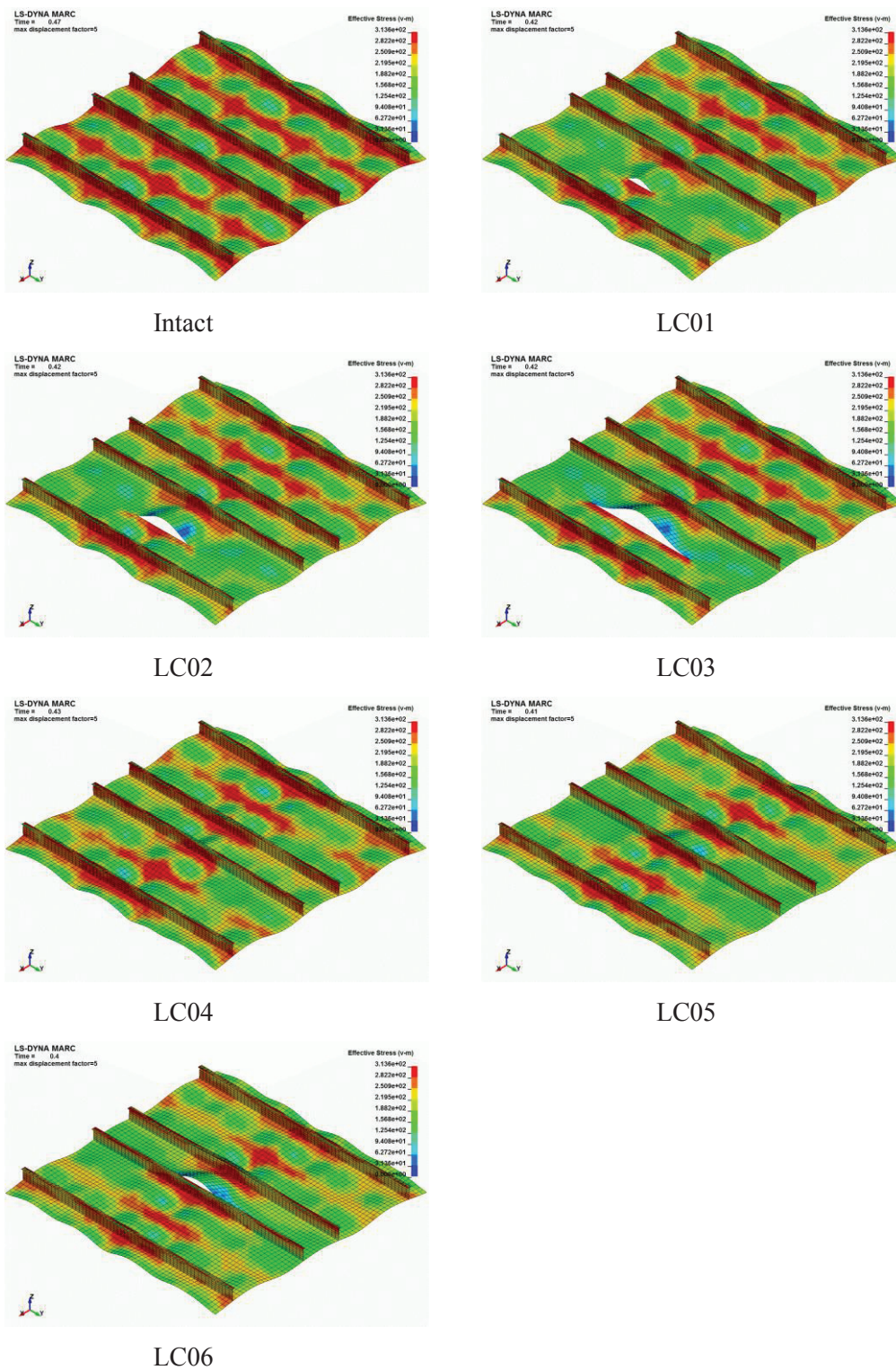


Fig. A-13 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S2, $t_p = 11$ mm, Longitudinal Crack)

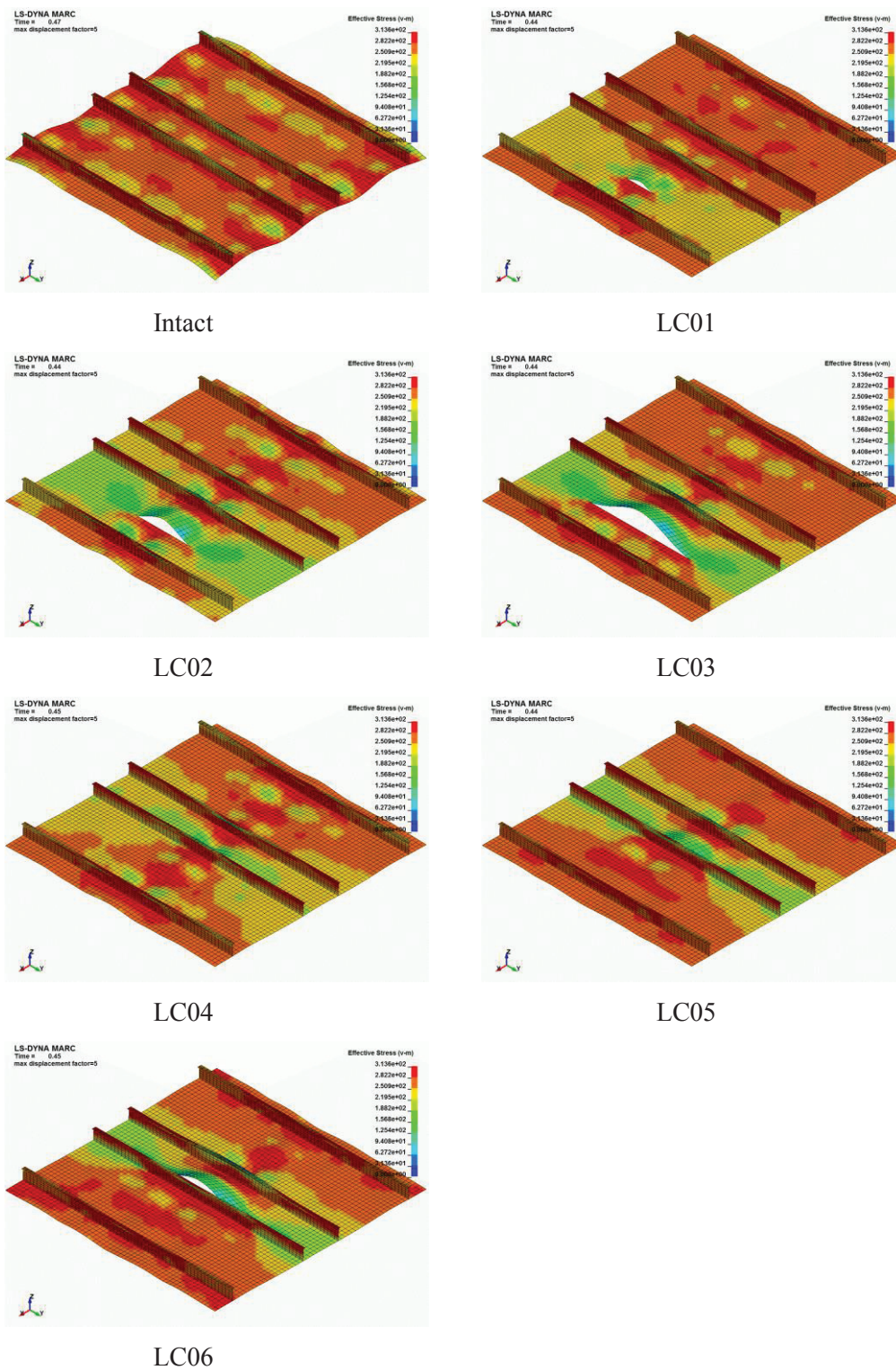


Fig. A-14 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S2, $t_p = 16$ mm, Longitudinal Crack)

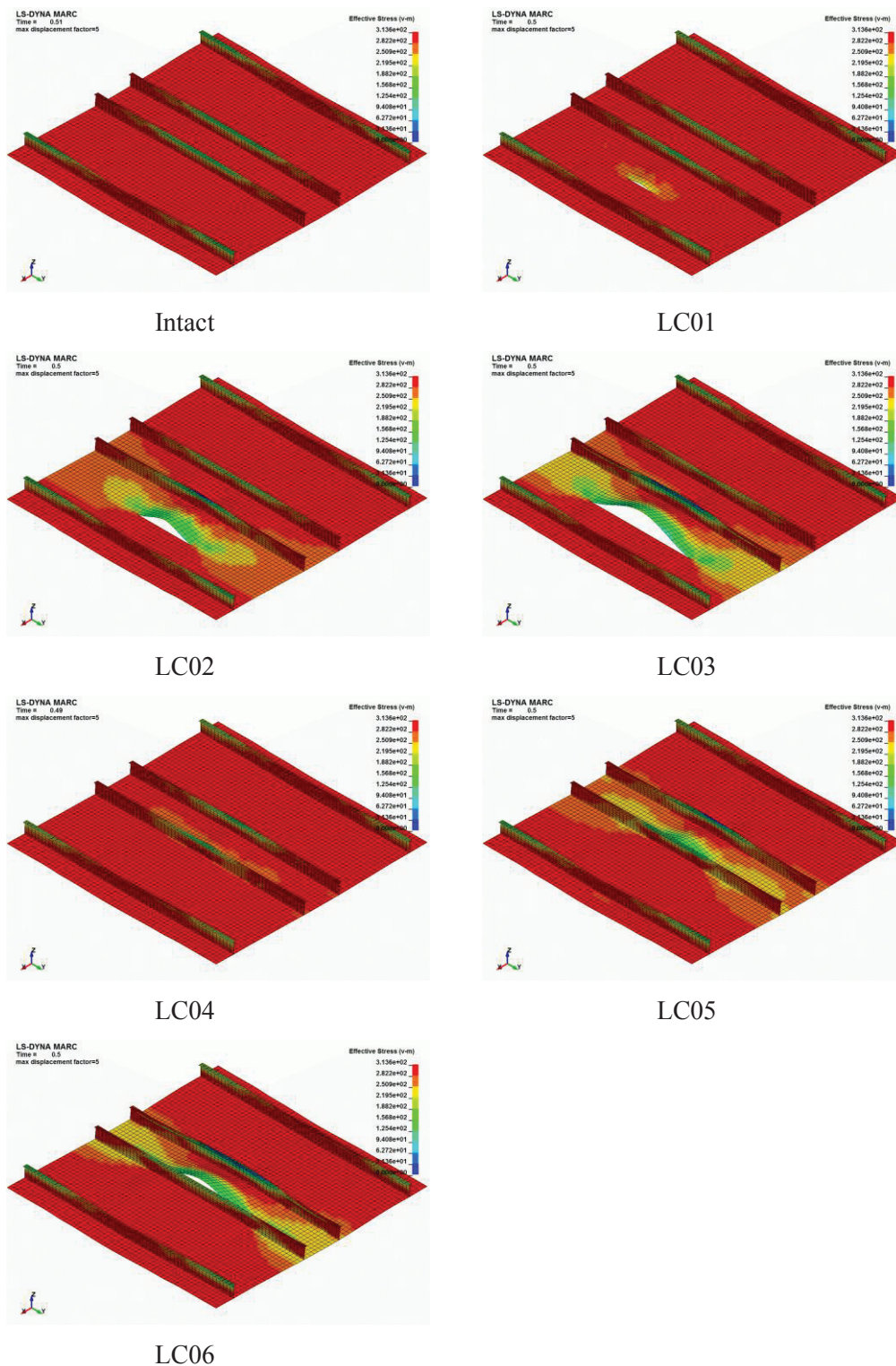


Fig. A-15 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S2, $t_p = 22$ mm, Longitudinal Crack)

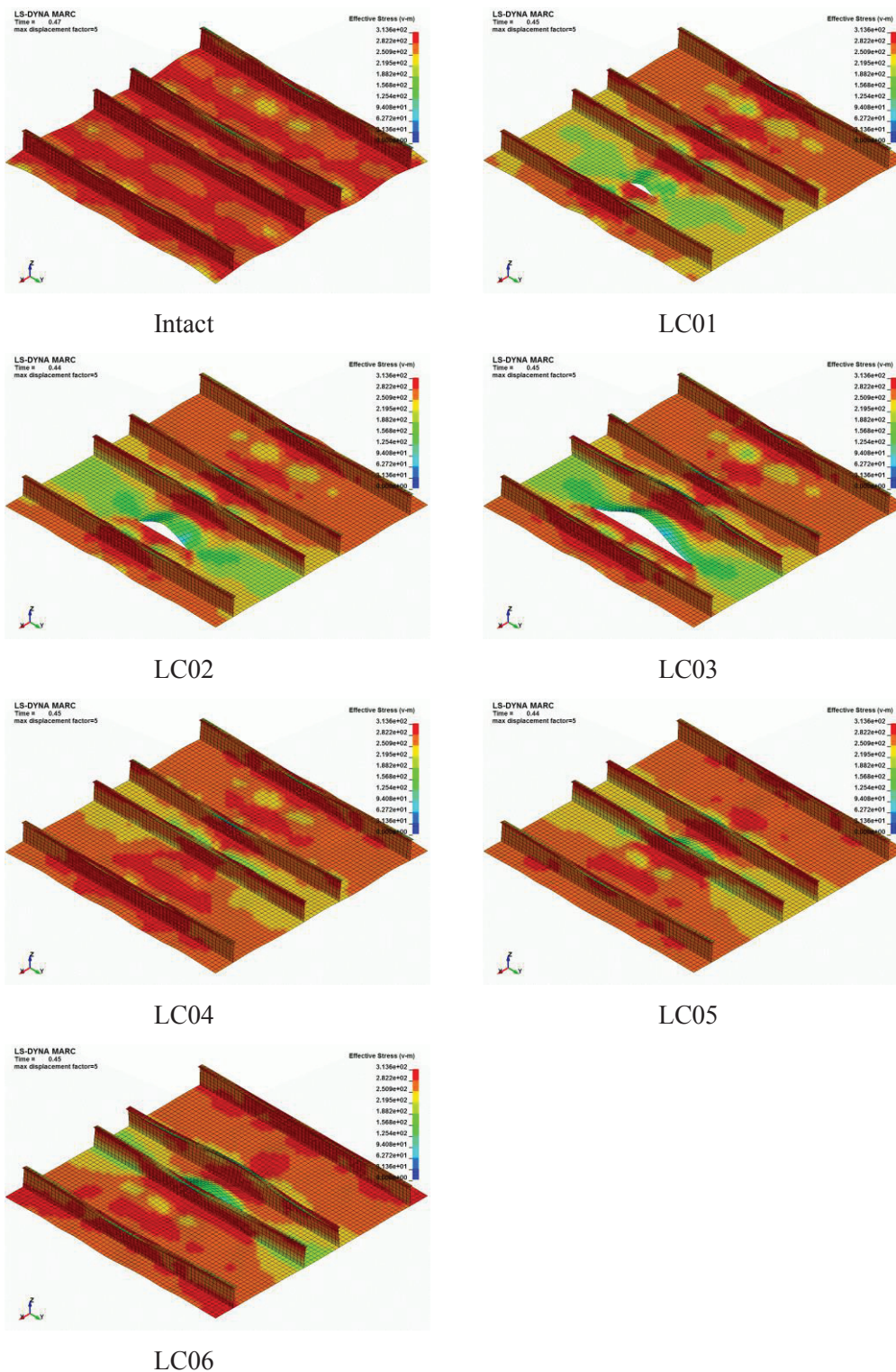


Fig. A-16 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S3, $t_p = 16$ mm, Longitudinal Crack)

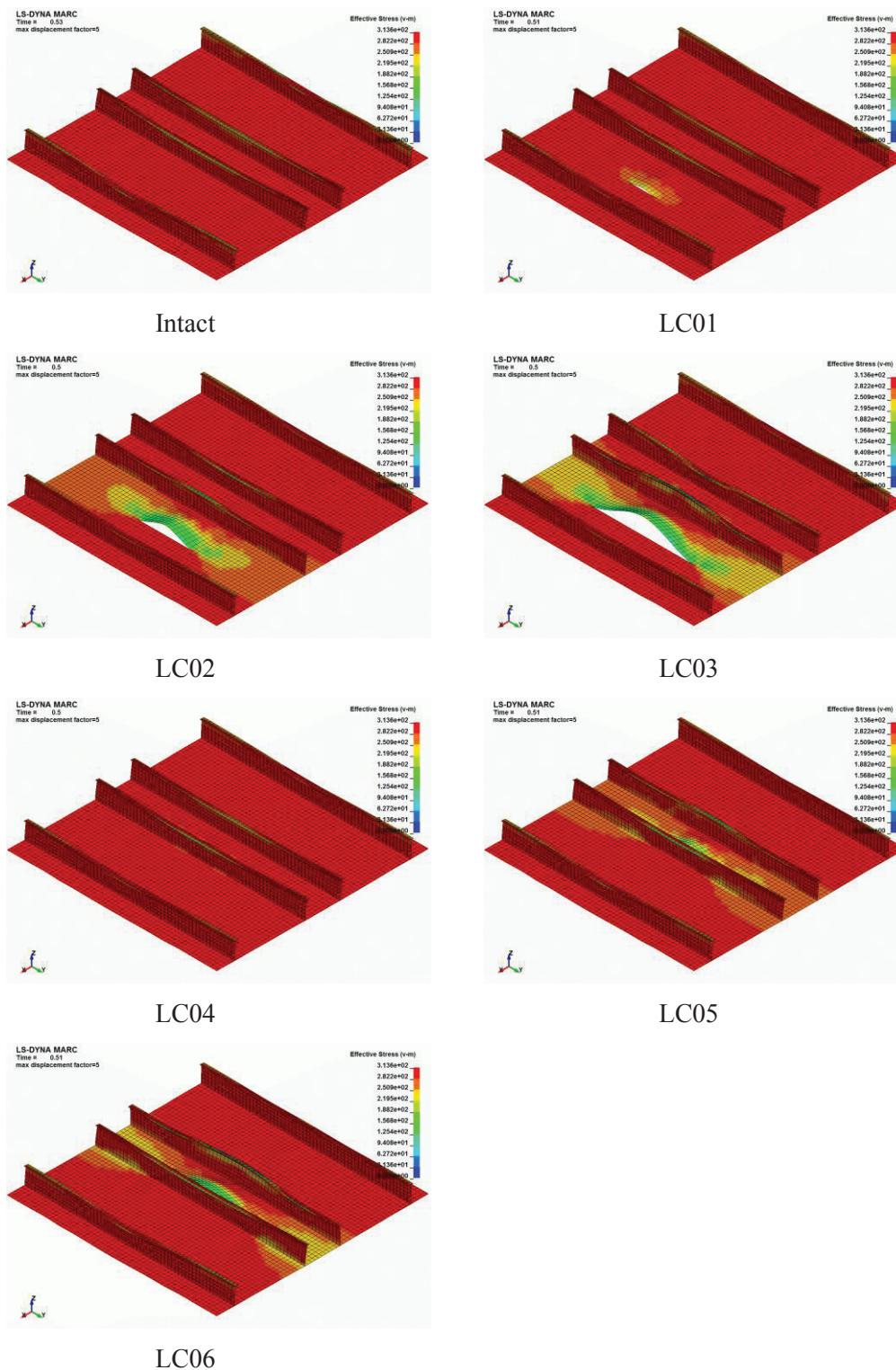


Fig. A-17 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S3, $t_p = 22$ mm, Longitudinal Crack)

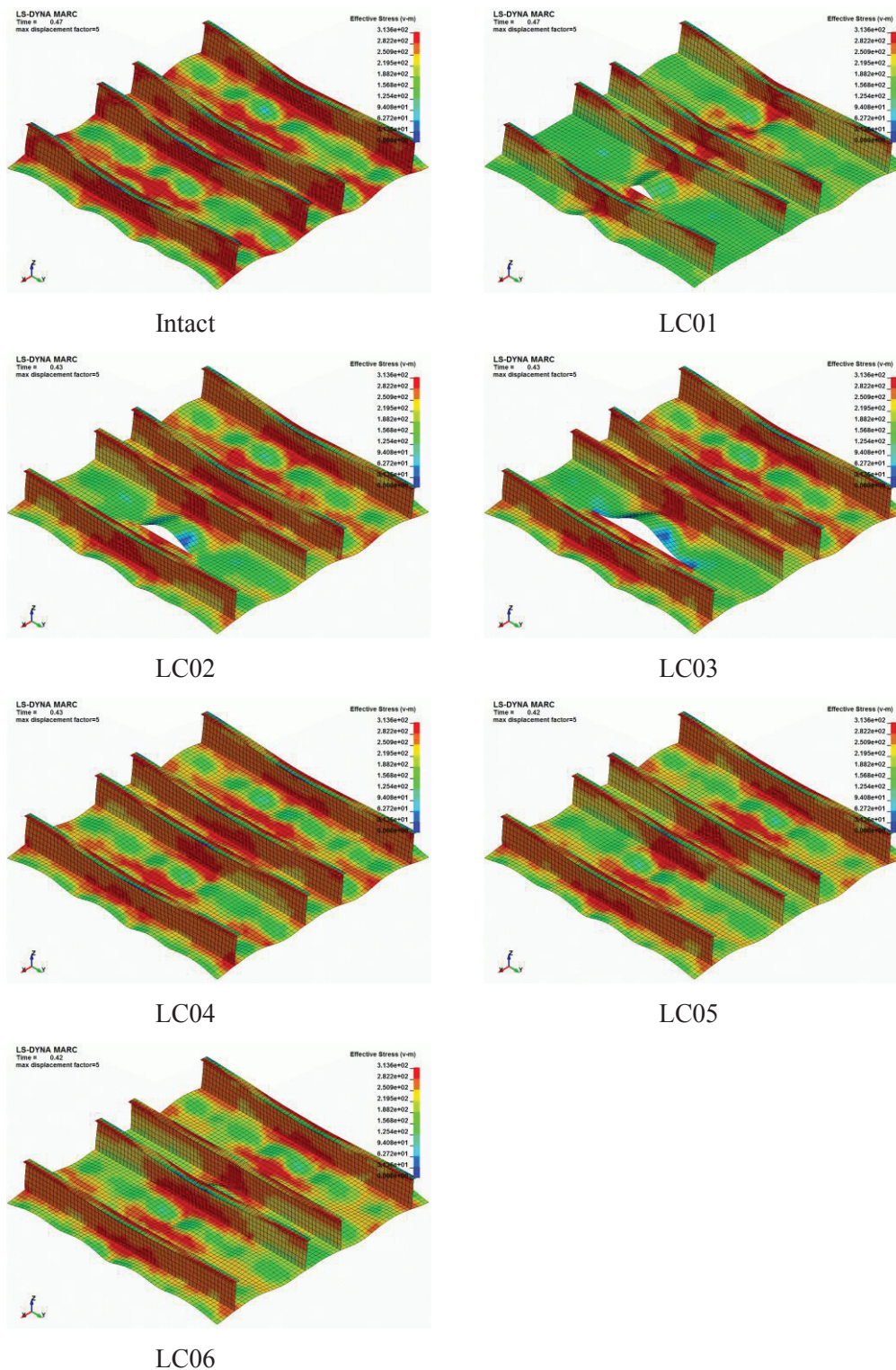


Fig. A-18 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S4, $t_p = 11$ mm, Longitudinal Crack)

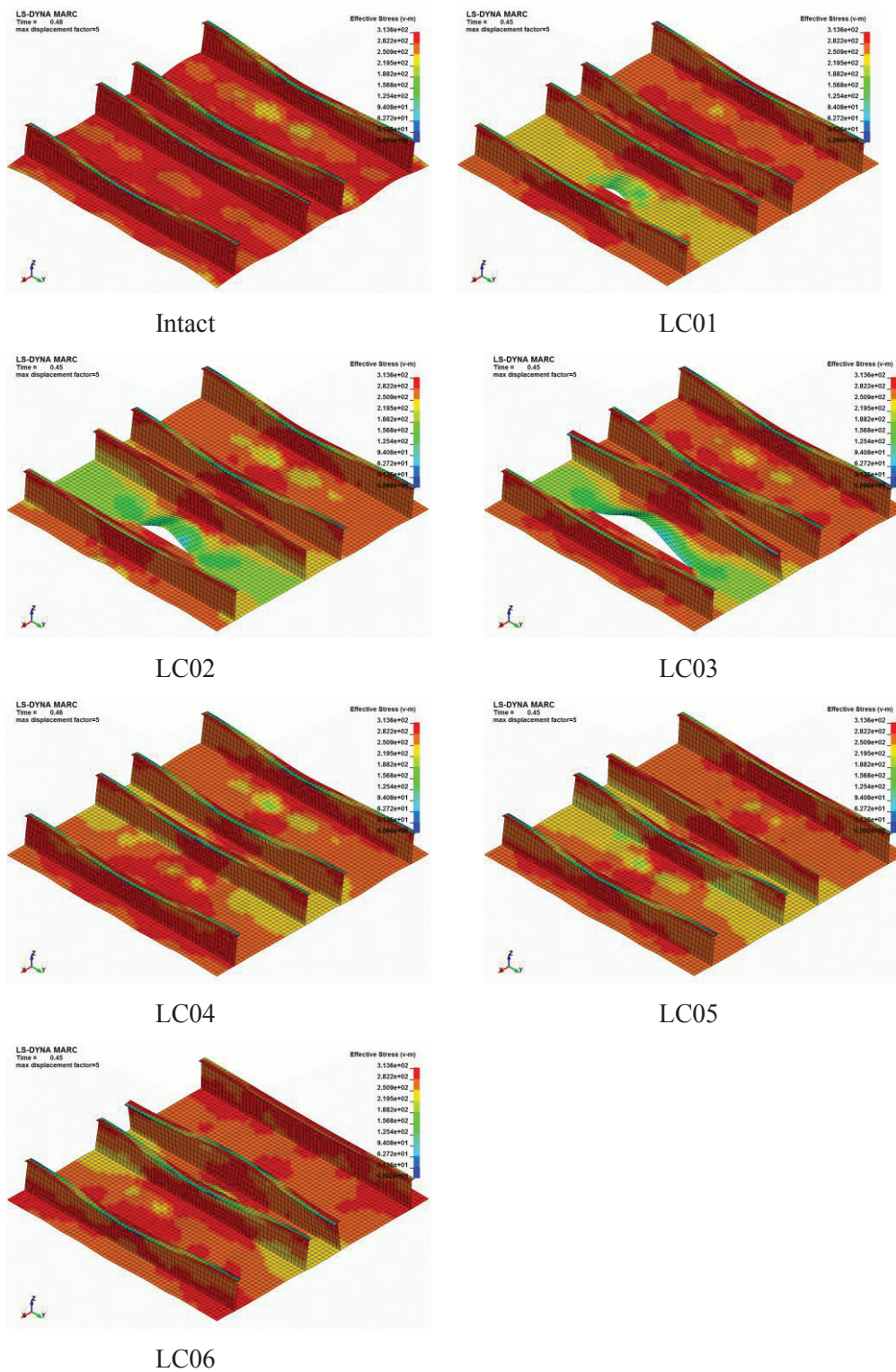


Fig. A-19 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S4, $t_p = 16$ mm, Longitudinal Crack)

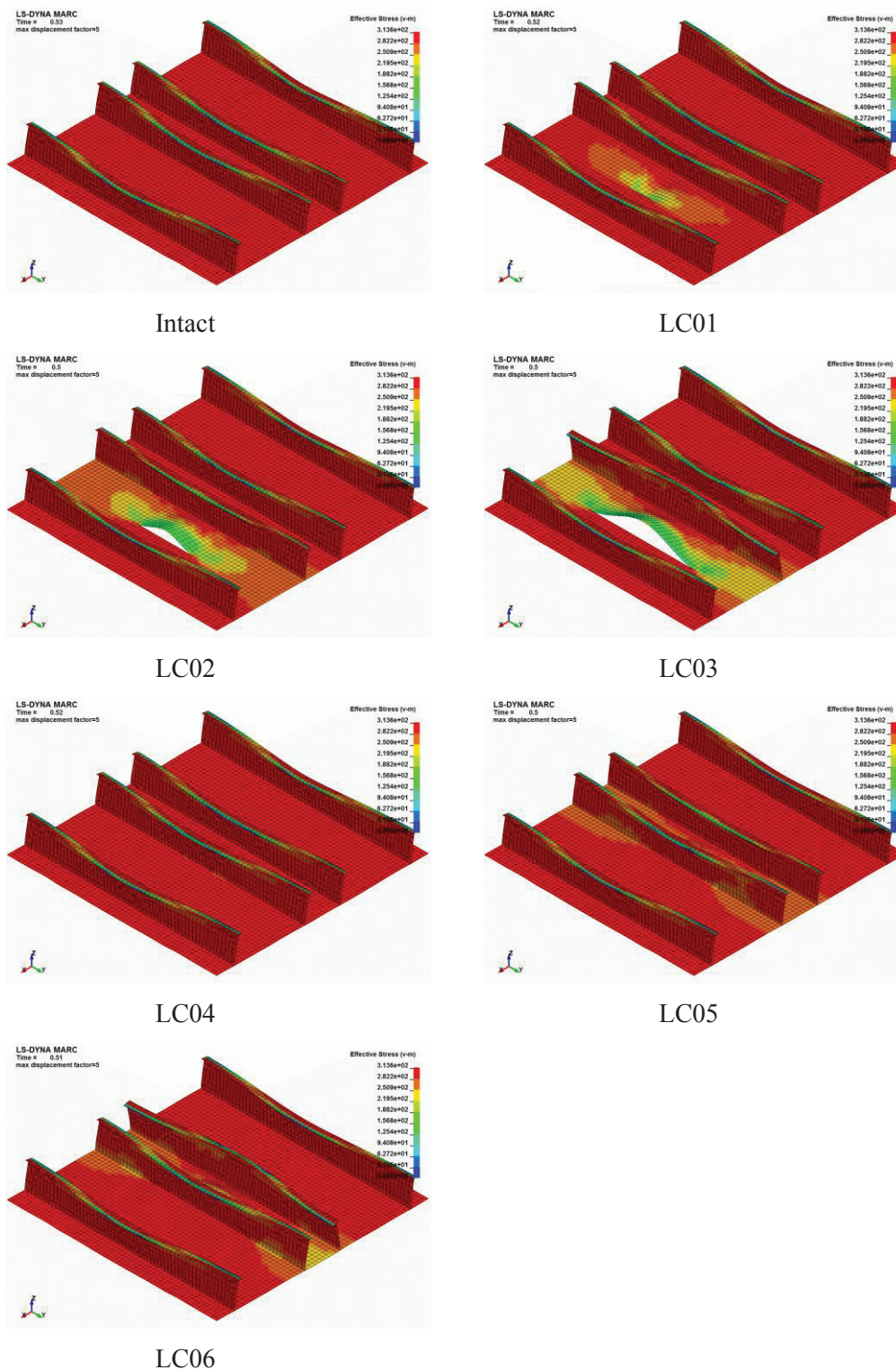


Fig. A-20 Deformation and distribution of Mises stress at ultimate strength (Stiffener : S4, $t_p = 22$ mm, Longitudinal Crack)