

面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈崩壊挙動 に関する研究

小森山 祐輔*, 田中 義照*

Dynamic Buckling and Collapse Behavior of Rectangular Panels Subjected to In-plane Compressive Load

by

KOMORIYAMA Yusuke, TANAKA Yoshiteru

Abstract

In this study, the dynamic buckling and collapse behavior of rectangular panels subjected to in-plane compressive load was investigated by using Finite Element Analysis (FEA). An explicit dynamic analysis was performed using FEA software LS-DYNA. The FE model of the rectangular panels was subjected to enforced compressive displacement. Ten velocities in the range of 10 – 1000 [mm/s] were considered in the analyses. These velocities correspond to strain rate 0.002 – 0.2 [1/s]. First, the dynamic buckling behavior of the rectangular panels was investigated by using FEA with a linear material model. As the velocity of enforced compressive displacement increased, the average stress, at which the tangent modulus decreases, became larger. Next, the dynamic buckling and collapse behavior of the rectangular panels was investigated by using FEA with an elastic-perfect plastic material model. It was found that the dynamic buckling collapse mode changed depending on the velocity of enforced compressive displacement. Finally, the effect of the strain rate dependency on the dynamic buckling and collapse behavior of the rectangular panels subjected to in-plane compressive load was investigated. It was confirmed that the increase of the ultimate strength due to the effect of the strain rate dependency was affected by the velocity of enforced compressive displacement.

* 構造安全評価系

原稿受付 令和3年4月27日

審査日 令和3年6月4日

目 次

1. 緒言	17
2. 解析条件	18
2.1 解析対象と解析モデル	18
2.2 初期たわみ	19
2.3 材料特性	19
2.4 境界条件と荷重条件	20
2.5 解析結果の妥当性の検証	20
3. 面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈挙動	22
3.1 動的座屈挙動	22
3.2 静的座屈強度到達後の挙動	23
4. 面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈崩壊挙動	24
4.1 動的座屈崩壊挙動	24
4.2 振動成分が動的最終強度に及ぼす影響	26
5. ひずみ速度依存性が面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈崩壊挙動に及ぼす影響	27
5.1 ひずみ速度依存性を考慮した場合の動的座屈崩壊挙動	27
5.2 ひずみ速度依存性が動的最終強度に及ぼす影響	28
6. 結言	29
References	30

記 号

a	: 矩形パネルの長さ	[mm]
b	: 矩形パネルの幅	[mm]
E	: ヤング率	[MPa]
m	: 座屈半波数	[-]
t	: 時間	[s]
t_{cr}	: 平均応力が静的座屈強度に到達する時間	[s]
t_p	: 矩形パネルの板厚	[mm]
V	: 変位速度 (強制変位の速度)	[mm/s]
W	: たわみの振幅	[mm]
W_0	: 初期たわみの振幅	[mm]
w	: z 軸方向変位	[mm]
w_0	: 初期たわみの z 軸方向変位	[mm]
x	: x 座標	[mm]
y	: y 座標	[mm]
z	: z 座標	[mm]
β	: 矩形パネルの細長比	[-]
ε	: 平均ひずみ	[-]
$\dot{\varepsilon}$: ひずみ速度	[1/s]
ε_Y	: 降伏ひずみ	[-]
θ_x	: x 軸周りの回転角	[rad]
θ_y	: y 軸周りの回転角	[rad]
θ_z	: z 軸周りの回転角	[rad]

ν	: ポアソン比	[-]
ρ	: 密度	[ton/mm ³]
σ	: 平均応力	[MPa]
σ_{ap}	: 理論計算 ELDA により得られる平均応力	[MPa]
σ_{cr}	: 静的座屈強度	[MPa]
σ_d	: 動的降伏応力	[MPa]
σ_m	: ミーゼス応力	[MPa]
σ_u	: 動的最終強度	[MPa]
σ_x	: x 軸方向応力	[MPa]
σ_y	: 材料の降伏応力	[MPa]

1. 緒 言

船体には、船殻や貨物の重量、浮力等による静的荷重と、波浪荷重や慣性力等の動的荷重が作用する。また、スラミングによる衝撃荷重や、スラミングに起因するホイッピング荷重、船体の2節縦曲げの固有振動数と出会い波周波数が同調して生じるスプリングング荷重等も作用する。さらに、衝突や座礁時には、船体との接触部周辺に速度が大きい荷重が作用する。このように、船体には、重量や浮力等の静的な荷重から、ホイッピング荷重や衝突等の速度が大きい荷重まで作用するため、安全な船体を設計する上で、様々な速度の荷重に対する船体強度について把握することが重要である。静的荷重を受ける船体の縦曲げ最終強度や座屈崩壊挙動（座屈後に崩壊するまでの挙動のこと。）に関する研究はこれまで数多く実施されている。一方で、動的縦曲げ最終強度（動的荷重を受ける船体の縦曲げ最終強度のこと。）や動的座屈崩壊挙動（動的荷重を受ける船体構成要素の座屈崩壊挙動のこと。）については近年発生した事故を受けて研究が緒についた段階であり、今後研究を進めていく必要がある。その代表的な事故例として、ホイッピング荷重が原因の一つと指摘されているコンテナ船の折損事故（2013年）¹⁾があるが、このような事故を防止するためには、動的縦曲げ最終強度や動的座屈崩壊挙動について明らかにすることが重要である。

近年、ホイッピング荷重を受ける船体の動的縦曲げ最終強度に関する研究が行われている²⁾⁷⁾。Yamadaらは、ホイッピング荷重を受ける船体の外力と内力の関係について、梁要素の Finite Element Analysis (FEA)を用いて調査し²⁾、また、コンテナ船のトランス幅、ホールド幅、全船の3つのFEモデルを用いて、動的縦曲げ最終強度について調査している³⁾⁴⁾。Kotajimaら及びTanakaらは、FEAを用いて船体の動的縦曲げ最終強度と残存変形について調査をしている⁵⁾⁷⁾。これらの研究では、特定の船体に対して様々な荷重条件、材料モデル、モデル化範囲等の影響について調査を実施している。一方、これらの条件の変化に対する、動的座屈崩壊挙動の変化や、動的座屈崩壊挙動が動的縦曲げ最終強度に与える影響については詳細に検討されていない。この動的座屈崩壊挙動と動的縦曲げ最終強度の関係について明らかにすることで、より汎用的な動的縦曲げ最終強度を評価するための知見が得られると考えられる。

以上から、動的座屈崩壊挙動と動的縦曲げ最終強度の関係を調査する必要があるが、全船だと検討すべきパラメータが多く、動的座屈崩壊挙動と動的縦曲げ最終強度の関係を理解しにくい。そこで、船体の基本的な構成要素である矩形パネルや防撓パネル単位で検討した方が考慮すべきパラメータが少なく、動的座屈崩壊挙動と動的最終強度（動的荷重を受ける船体構成要素の最終強度のこと。）の関係を理解しやすいと考えられる。Yangらは面内圧縮荷重を受ける矩形パネル及び防撓パネルの動的最終強度に関する研究を実施している⁸⁾¹⁰⁾。これら研究では、FEAを用いて、寸法、材料特性、初期たわみ等が動的最終強度に与える影響を調査しているが、動的座屈崩壊挙動と動的最終強度の関係は明確に示されていない。また、矩形パネルの動的最終強度の簡易算式を提案しているが、FEAで得られた動的最終強度に一致するように近似した寸法や材料特性をパラメータとする算式である。得られた算式は、動的最終強度に至る要因となった動的座屈崩壊挙動に基づいていないため、解析対象範囲

外の寸法や材料モデルを有する矩形パネルへの適用性が明確でない。より汎用的かつ合理的な評価を行うため、動的最終強度に至る要因となる動的座屈崩壊挙動について詳細に調査することが必要である。

そこで本研究では、動的縦曲げ最終強度を動的座屈崩壊挙動から明らかにする第一歩として、面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈崩壊挙動を調査する。将来的に全船の動的座屈崩壊挙動及び動的縦曲げ最終強度後の挙動を調査することを見据え、FEA ソフトウェア「LS-DYNA」を用いて動的陽解法に基づいた FEA を実施する。2章では、解析条件について記述し、LS-DYNA による解析結果の妥当性を、FEA ソフトウェア「MSC.MARC」の静的陰解法に基づいた FEA と、理論計算である Elastic Large Deflection Analysis (ELDA) と比較し検証した。3章では、材料の塑性を伴わない動的座屈挙動（動的荷重を受ける船体構成要素の座屈による挙動のこと）について調査した。4章では、材料の塑性も含んだ動的座屈崩壊挙動について調査し、動的座屈崩壊挙動の分類を実施した。5章では、ひずみ速度依存性を考慮した FEA を実施し、動的座屈崩壊挙動及び動的最終強度に与える影響を調査した。6章に本研究の結言を記す。

2. 解析条件

2章では、本研究で実施した面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの FEA について、その解析対象・解析モデル、境界条件、荷重条件を示す。座屈崩壊挙動に対する LS-DYNA による FEA 結果の妥当性については、Okazawa ら¹⁾によりパネル・防撓パネル・ボックスガーダーの座屈崩壊挙動を再現可能であることが示されている。本研究で対象とした矩形パネルのモデルに対しても LS-DYNA による FEA 結果の妥当性を検証することとし、MSC. Marc による静的陰解法及び理論計算との比較を実施した。

2.1 解析対象と解析モデル

図1に示した長さ $a = 4,750[\text{mm}]$ 、幅 $b = 950[\text{mm}]$ の矩形パネルが y 軸方向に5枚並んだパネルを解析対象とした。1枚のパネルではなく y 軸方向に5枚並んだパネルを解析対象とした理由は、境界条件の影響を小さくするためである。パネルの板厚は $t_p = 15[\text{mm}]$ とし、(2.1)式で表される矩形パネルの細長比は $\beta = 2.47$ である。

$$\beta = \frac{b}{t_p} \sqrt{\frac{\sigma_Y}{E}} \quad (2.1)$$

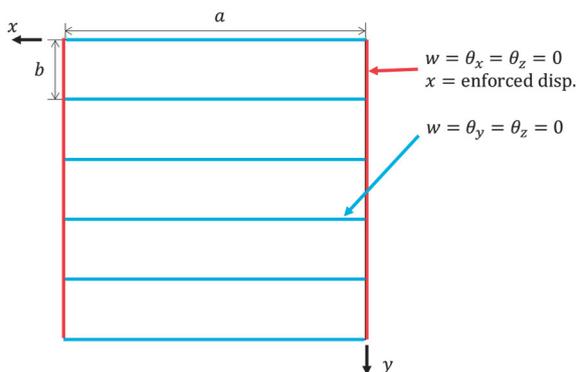


図1 解析対象

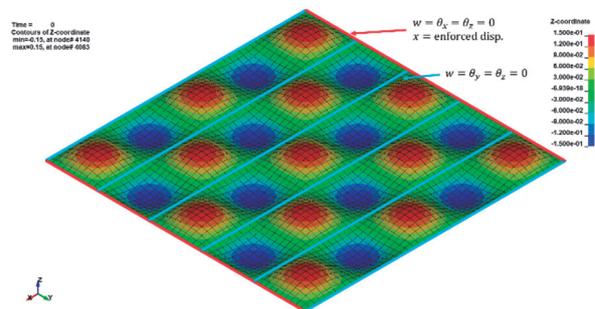


図2 FE モデル

(コンター：初期たわみの z 座標値、 z 座標値 1000 倍表示)

解析対象の FE モデルを図2に示す。座屈後のたわみの形状を再現するため、 y 軸方向のパネルの幅 $b = 950[\text{mm}]$ の間で要素数が10個となるように $95\text{mm} \times 95\text{mm}$ のシェル要素でモデル化した。FE モデル全体の要素数は2500個である。

2.2 初期たわみ

(2.2)式に示すように、隣接するパネルの凹凸が交互になるような局部座屈モードの初期たわみ w_0 を FE モデルに与えた (図 2 参照). 初期たわみの振幅 W_0 は(2.3)式で与えた.

$$w_0 = W_0 \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b}, \quad m = \frac{a}{b} \tag{2.2}$$

$$W_0 = \frac{t_p}{100} \tag{2.3}$$

Smith らは実測値の統計値から(2.4)式に示す 3 種類の初期たわみの振幅を提案している¹²⁾.

$$W_0 = \alpha \beta^2 t_p, \quad \alpha = \begin{cases} 0.025 & (\text{slight}) \\ 0.1 & (\text{average}) \\ 0.3 & (\text{severe}) \end{cases} \tag{2.4}$$

(2.3)式, (2.4)式より, 本研究で採用した矩形パネルの初期たわみの係数 α は 0.00164 であり, かなり小さいことが分かる. ただし, 本研究では各パネルに局部座屈モードの初期たわみを付与しているが, (2.4)式は実船の痩せ馬モードの初期たわみの計測結果から得られた値だと考えられるため, 局部座屈モードの初期たわみ振幅の影響や初期たわみのモードによる影響等は今後検討する必要がある. また, 本解析では溶接残留応力は考慮しておらず, これについても今後検討が必要である.

2.3 材料特性

高張力鋼である HT32 ($\sigma_Y = 32[\text{kgf}/\text{mm}^2]$, $E = 21,000[\text{kgf}/\text{mm}^2]$) を対象とし, 表 1 に示す材料特性を与えた. 重力加速度は $9.8[\text{m}/\text{s}^2]$ として降伏応力及びヤング率を計算した.

表 1 材料特性

ヤング率 E [MPa]	205,800
ポアソン比 ν [-]	0.3
降伏応力 σ_Y [MPa]	313.6
密度 ρ [ton/mm ³]	7.8×10^{-9}

表 2 変位速度とひずみ速度

Data Name	変位速度 V [mm/s]	ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ [1/s]
V0002	10	0.002
V0004	20	0.004
V0006	30	0.006
V001	50	0.01
V002	100	0.02
V004	200	0.04
V006	300	0.06
V01	500	0.1
V015	700	0.15
V02	1000	0.2

※変位速度：強制変位の速度

2.4 境界条件と荷重条件

船体において、矩形パネルは、防撓材（又はロンジ方向の大骨材）とトランス方向の大骨材に囲まれている。このような境界条件を考慮し、図1、図2に示すように、防撓材及び大骨材が存在する矩形パネル周辺のz軸方向の変位 w を固定した。さらに、矩形パネル周辺は防撓材や大骨材により直線が保持されるため、x軸方向に平行な辺の回転角 θ_y, θ_z 、y軸方向に平行な辺の回転角 θ_x, θ_z を固定した。また、船体に作用する縦曲げモーメントを想定すると、デッキ及びボトムsの矩形パネルには、船体長手方向の面内引張及び面内圧縮荷重が作用する。本研究では座屈が生じる面内圧縮荷重を対象とし、y軸方向に平行な辺に対して面内圧縮荷重となるようなx軸方向の強制変位を与えた。強制変位の速度（以下、変位速度という。） $V[\text{mm/s}]$ は、表2に示す10種類を用いた。表2にはひずみ速度 $\dot{\varepsilon}[1/s]$ も示しており、対象とした変位速度は $0.002\sim 0.2[1/s]$ のひずみ速度に対応している。ひずみ速度は(2.5)式より計算した。

$$\dot{\varepsilon} = \frac{V}{a} \quad (2.5)$$

2.5 解析結果の妥当性の検証

(1) 理論計算

LS-DYNAによるFEA結果の妥当性の検証のために、理論計算であるELDA¹³⁾(Elastic Large Deflection Analysis)を用いた。ELDAでは、初期たわみ及びびたわみを(2.2)式、(2.6)式で定義し、ひずみの適合条件式とパネルの力の釣合条件式から得られる(2.7)式～(2.9)式を用いて、たわみの振幅 W を増加させて平均応力 σ_{ap} を求めた。また、平均ひずみ ε は(2.10)式より求めた。(2.9)式は静的座屈強度 σ_{cr} であり、本研究で対象とした矩形パネルの静的座屈強度は $\sigma_{cr} = 185.5[\text{MPa}]$ ($\sigma_{cr}/\sigma_Y = 0.591$)である。

$$w = W \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (2.6)$$

$$\sigma_{ap} = \gamma(W^2 - W_0^2) + \frac{\sigma_{cr}(W - W_0)}{W} \quad (2.7)$$

$$\gamma = \frac{\pi^2 E a^2}{16 m^2} \left(\frac{m^4}{a^4} + \frac{1}{b^4} \right) \quad (2.8)$$

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t_p}{b} \right)^2 \left(\frac{mb}{a} + \frac{a}{mb} \right)^2 \quad (2.9)$$

$$\varepsilon = \frac{\sigma_{ap}}{E} + \frac{m^2 \pi^2}{8a^2} (W^2 - W_0^2) \quad (2.10)$$

(2) FEA結果の妥当性の検証

LS-DYNAによる動的陽解法に基づくFEA結果の妥当性を検証するため、表2に示すV0002（ひずみ速度 $\dot{\varepsilon} = 0.002 [1/s]$ ）の条件を対象に、ヤング率で線形な材料モデルを用いたLS-DYNAによるFEA、弾完全塑性の材料モデルを用いたLS-DYNAによるFEA、弾完全塑性の材料モデルを用いたMSC.MARCによる静的陰解法に基づくFEA、理論計算であるELDAの4種類の結果を比較した。弾完全塑性の材料モデルとは、降伏応力に達した後は接線係数が0となる材料モデルである。ここで、接線係数は、材料の応力-ひずみ関係の接線 $d\sigma/d\varepsilon$ である。

図3に各解析で得られた平均応力-平均ひずみ関係を示す。LS-DYNAによるFEAにおいて、平均応力は矩形パネル中央 ($x = 2375[\text{mm}]$) の断面の内力としてのx軸方向の軸力を断面積で除して求め、平均ひずみは強制変位の変位量を矩形パネルの長さで除して求めた。MSC.MARCでは弧長増分法を用いており、平均応力は荷重を断面積で除して求め、平均ひずみは変位量を矩形パネルの長さで除して求めた。理論計算であるELDAは(2.7)式～(2.10)式を用いて平均応力と平均ひずみを求めた。図3では平均応力は降伏応力 σ_Y で、平均ひずみは降伏ひずみ ε_Y で無次元化している。降伏ひずみは(2.11)式を用いて得られる。

$$\epsilon_Y = \frac{\sigma_Y}{E} \tag{2.11}$$

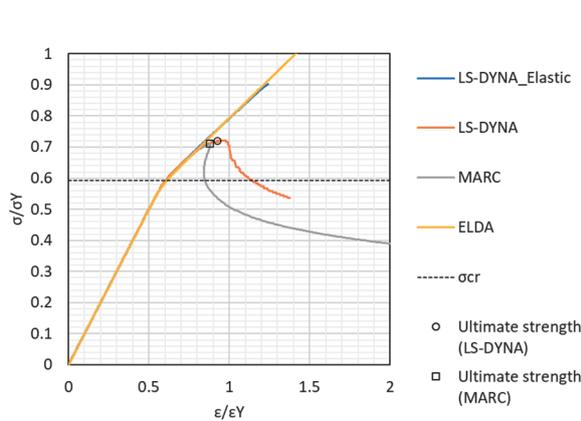


図 3 平均応力ー平均ひずみ関係

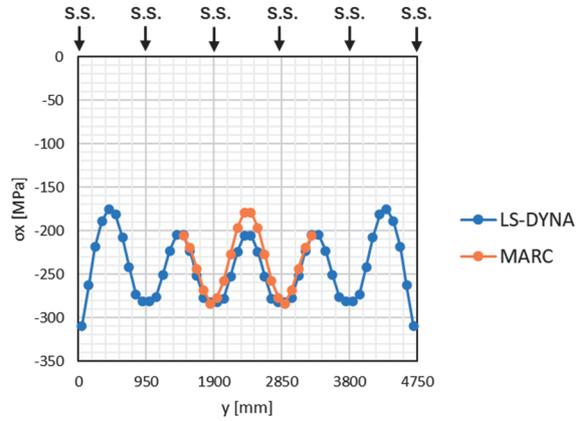


図 4 最終強度時のx軸方向応力のy軸方向分布 (S.S.: Simply-supported condition)

図 3 より、線形材料モデルを用いた LS-DYNA の FEA 結果 (図 3 の LS-DYNA_Elastic) と理論計算である ELDA の結果を比較すると、平均応力が静的屈服強度 (図 3 の σ_{cr}) に達した後の接線係数の低下も含めて良い一致を示している。ここで、接線係数は、平均応力ー平均ひずみ関係の接線 $d\sigma/d\epsilon$ である。弾完全塑性性材料モデルを用いた LS-DYNA の FEA 結果 (図 3 の LS-DYNA) と MSC. MARC の FEA 結果を比較すると、両者の最終強度 (図 3 の Ultimate strength (LS-DYNA), Ultimate strength (MARC)) の差は 1.45% で十分に小さい。ここで、最終強度は、平均応力の最大値である。また、図 4 には LS-DYNA と MSC. MARC の最終強度時の $x = 2375[\text{mm}]$ における x 軸方向応力 σ_x の y 軸方向分布を示しており、座屈により支持部の周りの有効幅の部分で σ_x が大きくなるという同様な分布となっている。さらに、図 5～図 7 には、LS-DYNA と MSC. MARC の最終強度時の x 軸方向応力、 y 軸方向応力、ミーゼス応力分布を変形 10 倍表示で示しており、ほぼ同様な座屈崩壊挙動が得られている。以上から、LS-DYNA による FEA 結果の妥当性が確認できたため、本研究では面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈崩壊挙動を明らかにするために LS-DYNA を用いた FEA を実施する。なお、最終強度に達した後の応力ーひずみ線図は、Marc と LS-DYNA で差があるが、本研究では最終強度までを対象としているため、LS-DYNA を用いる。

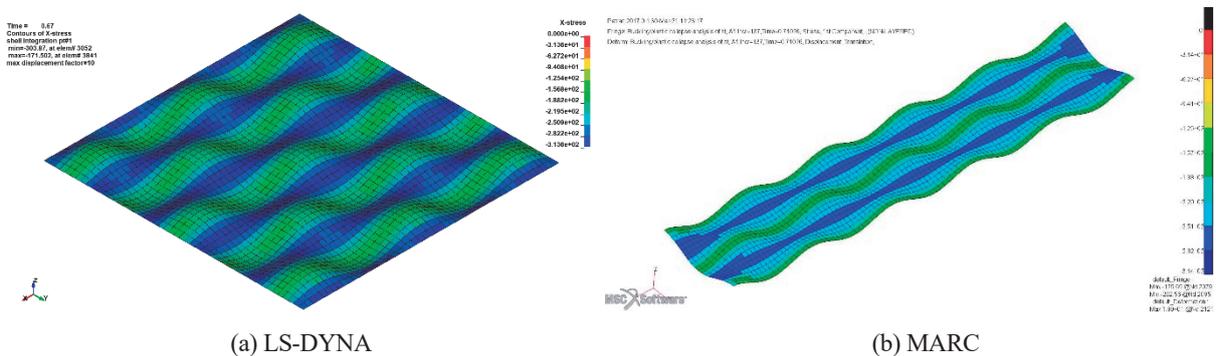


図 5 最終強度時のx軸方向応力分布 (変形 10 倍表示)

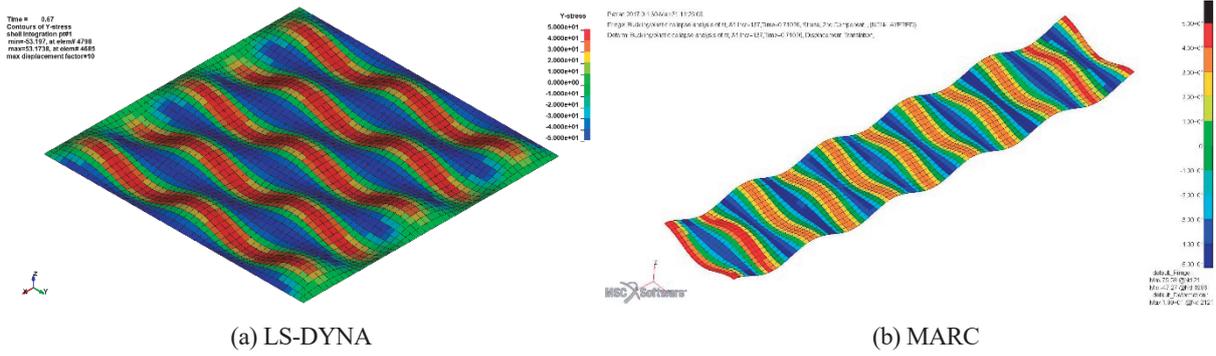


図 6 最終強度時のy軸方向応力分布 (変形 10 倍表示)

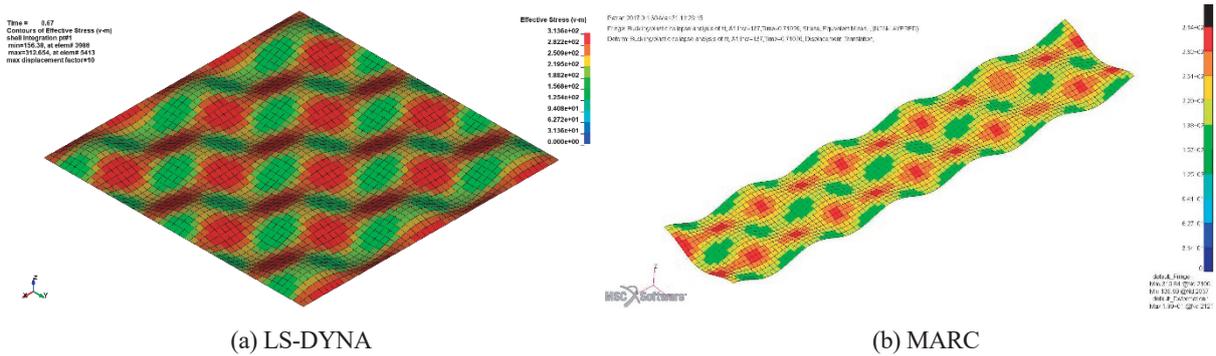


図 7 最終強度時のミーゼス応力分布 (変形 10 倍表示)

3. 面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈挙動

3 章では、材料の塑性を伴わない弾性座屈を対象とし、面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈挙動について調査した。ヤング率で線形な材料モデルを用いて、表 1 に示す 10 種類の変位速度の面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの FEA を実施した。

3.1 動的座屈挙動

V0002EL (EL はヤング率で線形な材料モデルを用いた FEA 結果であることを意味する。) の座屈後のz軸方向変位及びx軸方向応力の分布を図 8 に示す。図 8 に示した V0002EL の FEA 結果では、初期たわみと同じ半波数 $m = 5$ のたわみの座屈が発生しており、有効幅部分でx軸方向応力が大きい分布となっている。その他の変位速度を用いた FEA においても半波数 $m = 5$ のたわみの座屈が発生した。

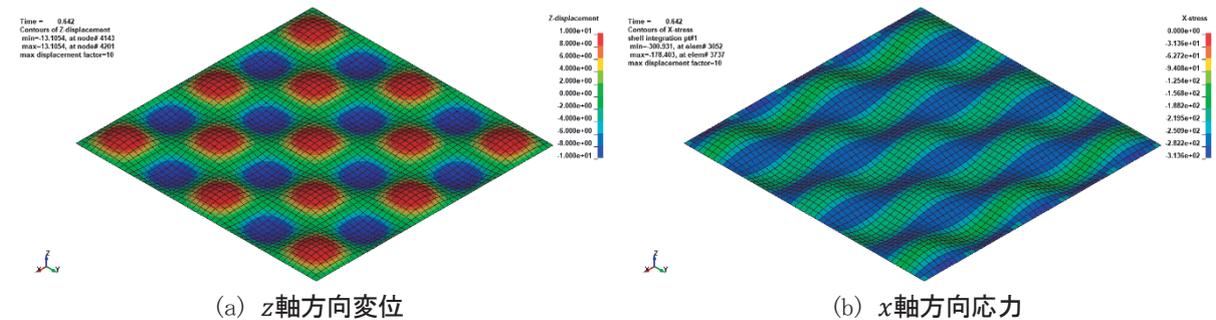


図 8 V0002EL の座屈後の FEA 結果 (変形 10 倍表示)

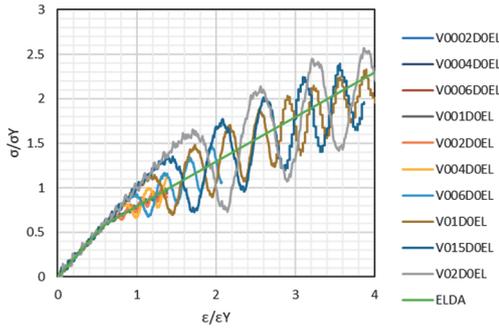


図9 平均応力-平均ひずみ関係

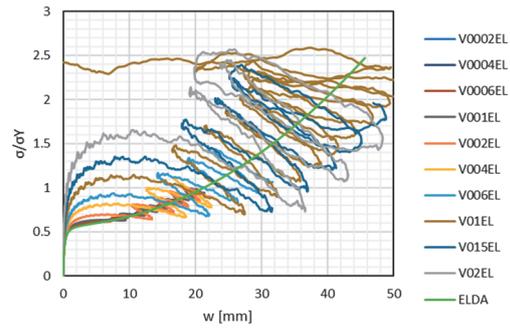


図10 平均応力-たわみ関係

3.2 静的座屈強度到達後の挙動

平均応力-平均ひずみ関係及び平均応力-たわみ関係を図9, 図10に示す. 図9, 図10には比較のために理論計算であるELDAの結果も示した. 図9の平均応力-平均ひずみ関係より, ひずみ速度が0.002~0.01 [1/s]のFEA結果では, 平均応力が静的座屈強度 $\sigma_{cr}/\sigma_Y = 0.591$ に達した時, または到達後すぐに接線係数が低下している. ひずみ速度が0.02~0.2 [1/s]のFEA結果では, 平均応力が静的座屈強度に到達後すぐに接線係数は低下せず, 或る平均応力に達した時に接線係数が低下し, その後理論計算であるELDAの結果の周りを振動している. さらに, 変位速度が大きいほど, 接線係数が低下する時の平均応力は大きくなっている. 図10の平均応力-たわみ関係においても, 変位速度が大きいほど, たわみが急激に増加する時の平均応力が大きくなっており, その後はELDAの結果の周りを振動している. 以上から, 変位速度が大きいほど, 平均応力が静的座屈強度に到達しても接線係数の低下及びたわみの急激な増加が生じず, その後或る平均応力まで増加した後に接線係数の低下及びたわみの急激な増加が生じることが分かった. さらに, 変位速度が大きいほど, 接線係数が低下する時の平均応力は大きくなることも分かった.

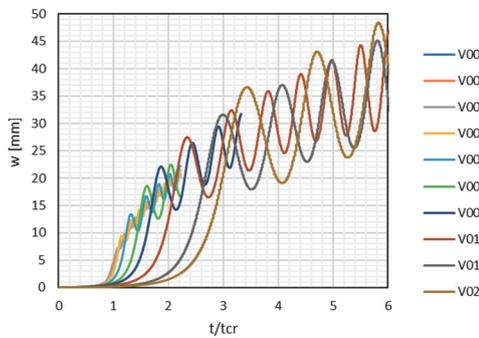


図11 たわみの時系列

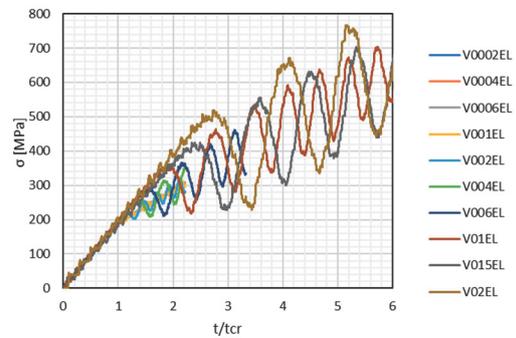


図12 平均応力の時系列

ここで, 図11にたわみの時系列を示す. 図11の横軸の時間は, (3.1)式に示す平均応力が静的座屈強度に到達する時間で除すことで無次元化している.

$$t_{cr} = \frac{\sigma_{cr}/E}{\dot{\epsilon}} \tag{3.1}$$

この無次元化した時間が1に等しい時に, 平均応力が静的座屈強度に到達することを表している. 図11より, 変位速度が大きいほど, 平均応力が静的座屈強度に到達してもたわみが急増せず, その後ある程度時間が経過した後なたわみの増加が始まること分かる. また, 図12に示した平均応力の時系列より, 変位速度が大きいほど, 平均応力が低下する時の平均応力が大きくなっていることが分かる. これらは, 変位速度が大きいほど, パネルに対して垂直な方向のたわみの慣性力が大きくなるためだと考えられる. それにより, 変位速度が大きくなるほ

ど、たわみの増加が遅くなり且つその後振動が発生すると考えられる。また、たわみの増加が遅れている間は軸力を受け持つことができるため、変位速度が大きいほど、平均応力が低下する時の平均応力が大きくなると考えられる。図9に示すように、変位速度が大きいほど、平均応力ー平均ひずみ関係の接線係数が低下する時の平均応力が大きくなることもそのためである。

4 面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈崩壊挙動

4章では、材料の塑性も含んだ動的座屈崩壊挙動について調査した。そのために、弾完全塑性の材料モデルを用いて、3章と同様に表1に示す10種類の変位速度の面内圧縮荷重を受ける矩形パネルのFEAを実施した。

4.1 動的座屈崩壊挙動

FEA結果として、平均応力ー平均ひずみ関係と平均応力ーたわみ関係を図13、図14に示す。図13及び図14より、0.002~0.02[1/s]の結果は、平均応力が静的座屈強度(図13の点線)に到達した後に、平均応力が振動成分を伴いながら増加し動的最終強度を迎えている。ここで、動的最終強度は、平均応力の最大値である。平均応力が静的座屈強度に到達後は動的最終強度を迎えるまで最も振動成分が小さい0.002[1/s]の結果の周りを振動している。この振動の動的最終強度への影響は4.2章に詳述する。0.04, 0.06[1/s]の結果は、平均応力が静的座屈強度に到達してもすぐには接線係数が低下せず、或る平均応力に達した時に接線係数が低下し、この時に動的最終強度となっている。接線係数が低下した後は、平均応力が振動成分を伴いながら低下している。ひずみ速度0.1~0.2[1/s]の結果は、平均応力が静的座屈強度に到達しても接線係数は低下せず、平均応力が降伏応力に達した時に動的最終強度を迎えている。

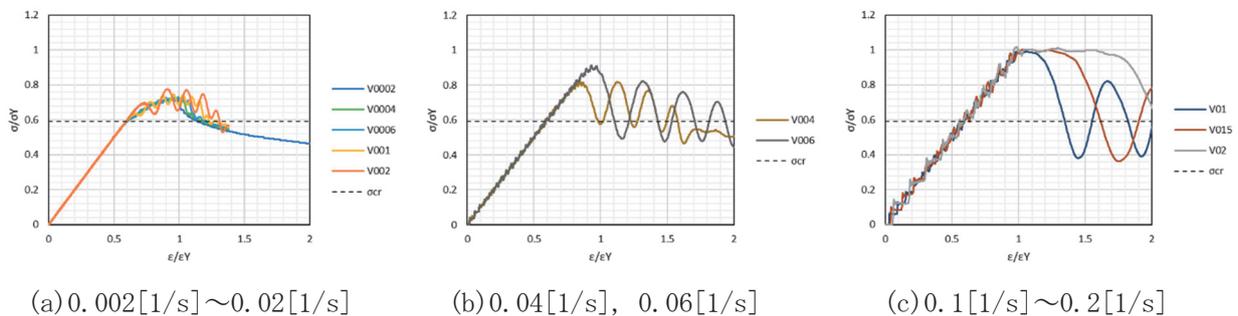


図13 平均応力ー平均ひずみ関係

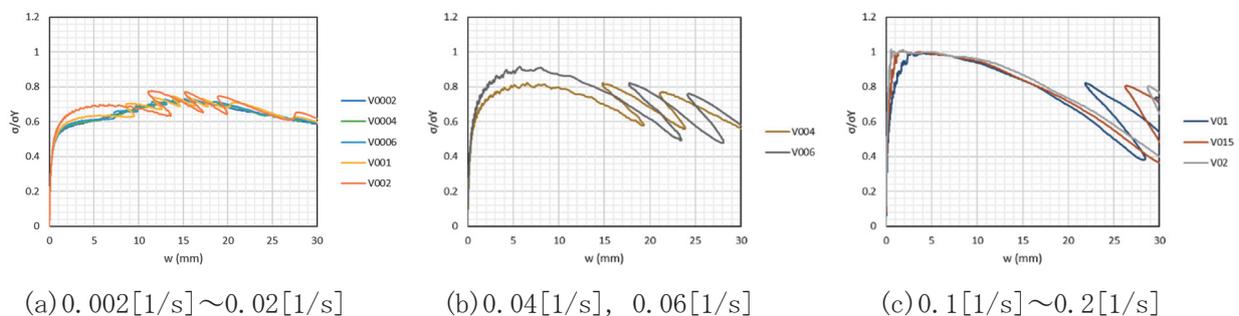


図14 平均応力ーたわみ関係

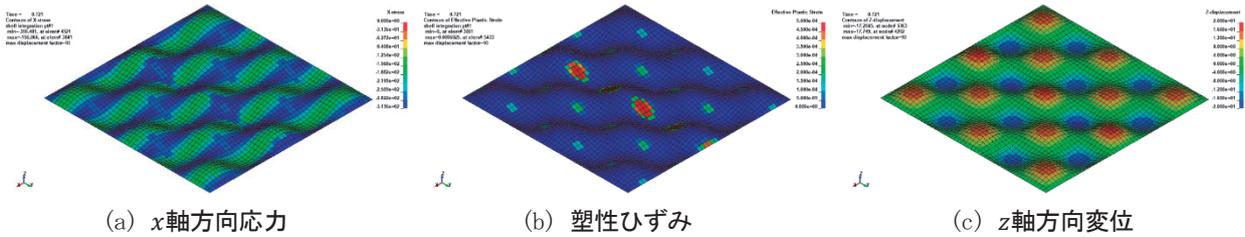


図15 V0002の動的最終強度時のFEA結果(変形10倍表示)

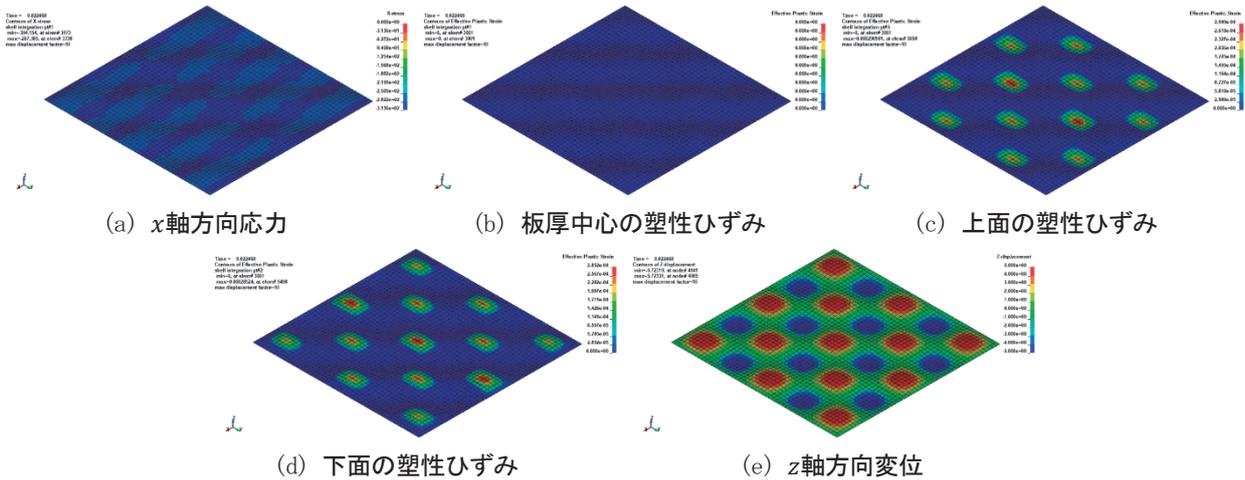


図16 V006の動的最終強度時のFEA結果(変形10倍表示)

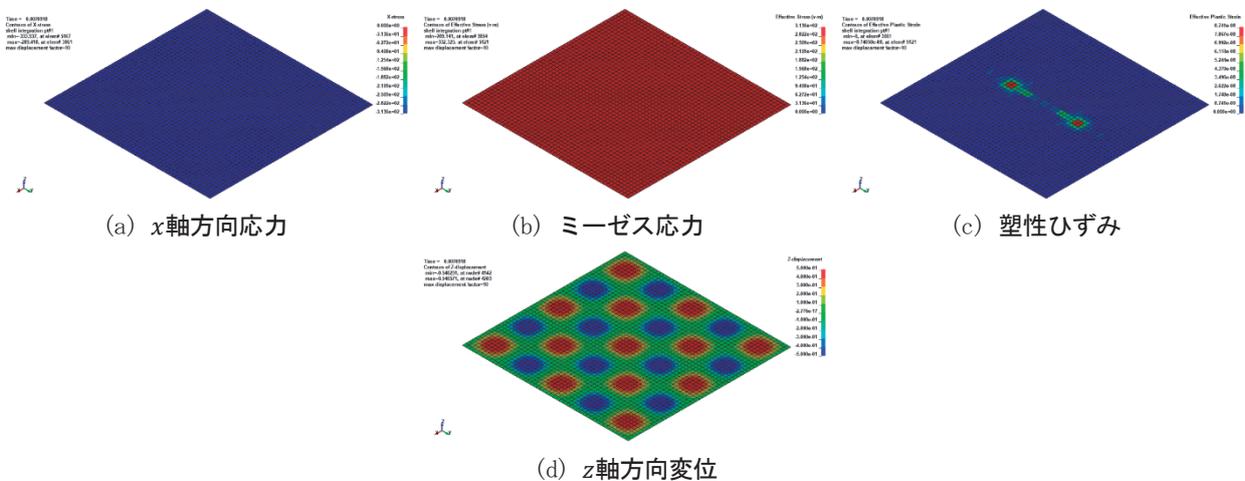


図17 V02の動的最終強度時のFEA結果(変形10倍表示)

上記の0.002~0.02 [1/s], 0.04 と 0.06 [1/s], 0.1~0.2 [1/s]のひずみ速度の時に見られた3つの動的座屈崩壊挙動を、以下の動的座屈崩壊モードとして分類することにした。

- EBモード (Elastic buckling collapse mode)
ひずみ速度0.002~0.02 [1/s]の条件で見られた、平均応力が静的座屈強度に到達した後に、振動を伴いながら増加し動的最終強度を迎える動的座屈崩壊挙動である。図15には例として0.002 [1/s]の条件における動的最終強度時のFEA結果を示しており、動的最終強度時は有効幅部分が降伏している。
- DBモード (Dynamic buckling collapse mode)
ひずみ速度0.04, 0.06 [1/s]の条件で見られた、平均応力が静的座屈強度に到達してもすぐには接線係数が低下せず、その後或る平均応力に達して接線係数が低下する時に動的最終強度を迎える動的座屈崩壊挙動である。図16には例としてひずみ速度0.06 [1/s]の条件における動的最終強度時のFEA結果を示してお

り、板厚中心に塑性ひずみが生じておらず、たわみの曲げの圧縮側において塑性ひずみが生じている。このように動的最終強度時は塑性ひずみが発生している箇所が少ない。

- WY モード (Whole yielding collapse mode)

ひずみ速度 $0.1\sim 0.2[1/s]$ の条件で見られた、平均応力が降伏応力に達して、全断面降伏をして動的最終強度を迎える動的座屈崩壊挙動である。図 17 には例としてひずみ速度 $0.2[1/s]$ の条件における動的最終強度時の FEA 結果を示しており、動的最終強度時は全体のミーゼス応力が降伏応力に達している。

4.2 振動成分が動的最終強度に及ぼす影響

4.1 章のひずみ速度 $0.002\sim 0.02[1/s]$ の EB モードの FEA 結果では、平均応力が振動しながら増加し動的最終強度を迎えたが、この平均応力の振動が動的最終強度に及ぼす影響を検討する。ひずみ速度 $0.01[1/s]$ を対象に、平均応力とたわみの時系列を図 18、図 19 に示す。図 18、図 19 より、平均応力とたわみの振動の山谷に注目すると、平均応力が山の時にたわみは谷になっている。つまり、振動によりたわみが谷方向に変位する時は平均応力が大きくなり、たわみが山方向に変位する時は平均応力が小さくなっている。

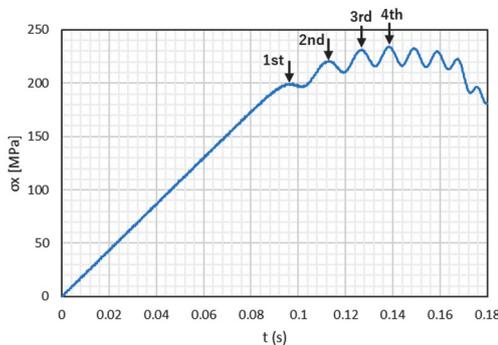


図 18 V001 の平均応力の時系列

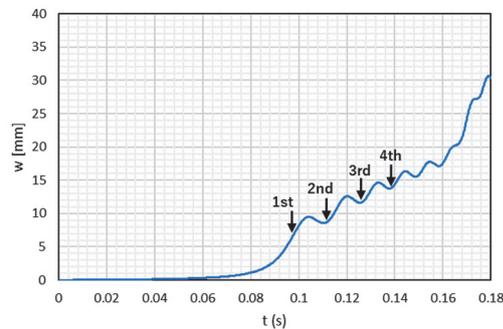


図 19 V001 のたわみの時系列

次に、平均応力の振動が山谷の頂点になる時のミーゼス応力 σ_m の y 軸方向分布を図 20 に示す。図 20 ではたわみの振動の谷となる時のミーゼス応力を実線、山の時を点線で示している。図 20 より、パネルの有効幅付近は、時間が経つにつれてミーゼス応力は増加していき、降伏応力で頭打ちとなっている。一方、パネルの中央は、たわみが谷から山になる時にミーゼス応力が低下していることが分かる。そこで、図 21 に示した有効幅とパネル中央の要素の x 軸方向応力の時系列を図 22 に示す。図 22 より、有効幅の要素 (A5432) の x 軸方向応力は振動することなく増加している。一方で、パネル中央の要素 (B5497) の x 軸方向応力は静的座屈強度 ($\sigma_{cr} = 185.5[MPa]$) を超えた辺りから振動している。さらに平均応力が動的最終強度に達した時 (図 22 の点線) には、パネル中央の平均応力は弾性範囲で振動している。以上から、平均応力の振動成分は、たわみの振動により生じたパネル中央の要素の弾性振動成分であり、たわみが小さくなる方向に振動する際に、パネル中央の応力は大きくなり、これにより EB モードにおいて動的最終強度 (平均応力の最大値) が増加したと考えられる。

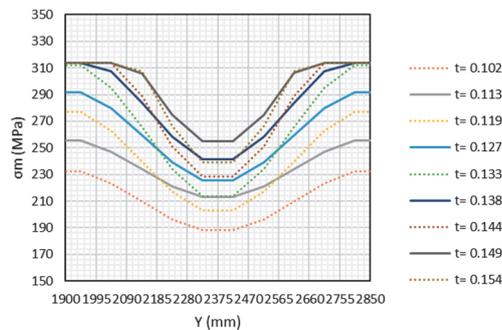


図 20 V001 のミーゼス応力の y 軸方向分布 (実線: 振動の谷, 点線: 振動の山)

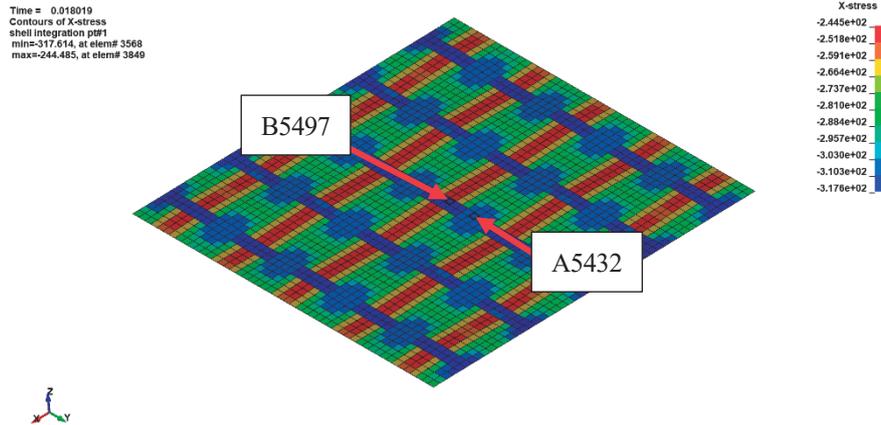


図 21 x軸方向応力を確認する要素

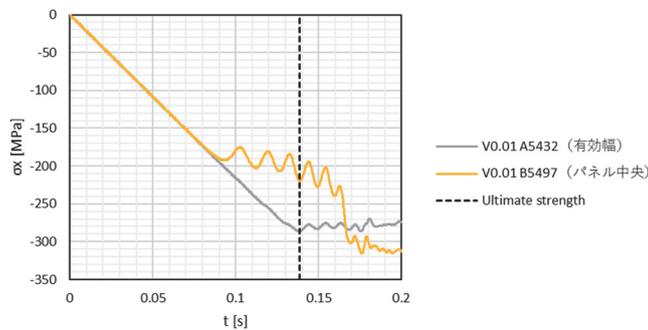


図 22 V001 の有効幅及びパネル中央の要素のx軸方向応力の時系列
(点線は平均応力が動的最終強度に達した時間を示す.)

5 ひずみ速度依存性が面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈崩壊挙動に及ぼす影響

5 章では、弾完全塑性の材料モデルと、ひずみ速度依存性による降伏応力の増加を考慮する Cowper-Symonds 則 (以下、CS 則という.) を用いて、面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの FEA を実施し、ひずみ速度依存性が動的座屈崩壊挙動に与える影響を調査した。

5.1 ひずみ速度依存性を考慮した場合の動的座屈崩壊挙動

Paik ら¹⁴⁾は、過去の引張試験の結果から、(5.1)式で示される CS 則の係数 C, p について、軟鋼の場合は $C = 40.4, p = 5$ 、高張力鋼の場合は $C = 3200, p = 5$ を提案している。本研究では高張力鋼の係数を使用することにし、(5.1)式に $C = 3200, p = 5$ を代入して計算された動的降伏応力 σ_d とひずみ速度 $\dot{\epsilon}(= d\epsilon/dt)$ の関係を図 23 に示す。

$$\frac{\sigma_d}{\sigma_Y} = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{p}} \tag{5.1}$$

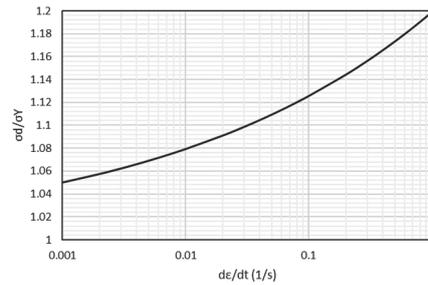


図 23 Cowper-Symonds 則 ($C = 3200, p = 5$) を用いて計算された動的降伏応力とひずみ速度の関係

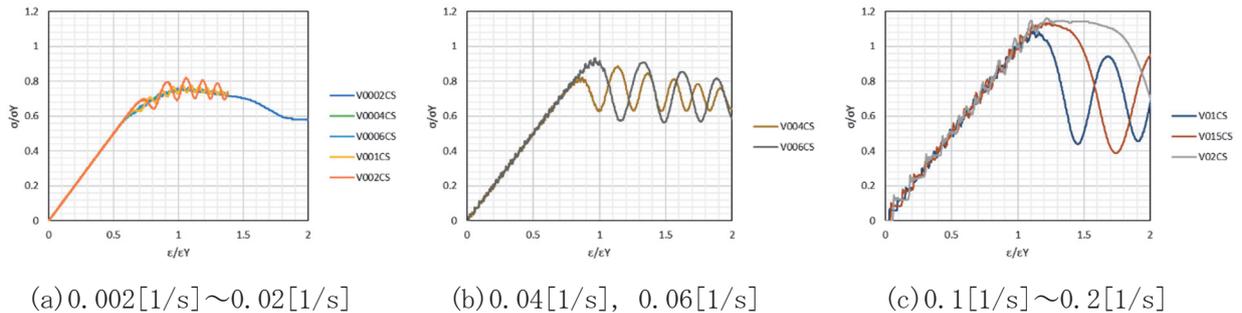


図 24 平均応力-平均ひずみ関係

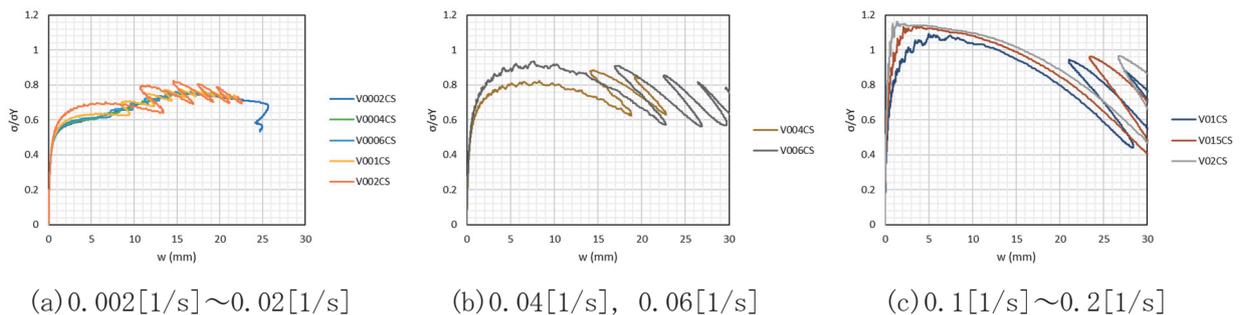


図 25 平均応力-たわみ関係

CS 則によりひずみ速度依存性を考慮した FEA 結果の平均応力-平均ひずみ関係及び平均応力-たわみ関係を図 24, 図 25 に示す. ひずみ速度依存性を考慮した図 24 及び図 25 と, 考慮していない図 13, 図 14 より, ひずみ速度依存性による降伏応力の増加を考慮することで, 動的最終強度が増加していることが分かる. 動的座屈崩壊モードについては, 概ね 4 章で示した 3 種類の動的座屈崩壊モードから変化はなかったが, 0.04 [1/s]の結果について, ひずみ速度依存性を考慮していない場合は DB モードであったが, ひずみ速度依存性を考慮した場合は EB モードとなった. また, 0.1 [1/s]の結果について, ひずみ速度依存性を考慮していない場合は WY モードであったが, ひずみ速度依存性を考慮した場合は DB モードとなった.

5.2 ひずみ速度依存性が動的最終強度に及ぼす影響

ひずみ速度依存性の有無の FEA 結果 (20 条件) の動的最終強度とひずみ速度の関係を図 26 に示す. 図 26 には, 青色でひずみ速度依存性を考慮していない FEA 結果の動的最終強度, 橙色でひずみ速度依存性を考慮した FEA 結果の動的最終強度を表している.

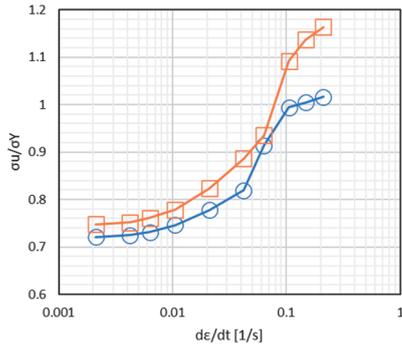


図 26 動的最終強度—ひずみ速度関係

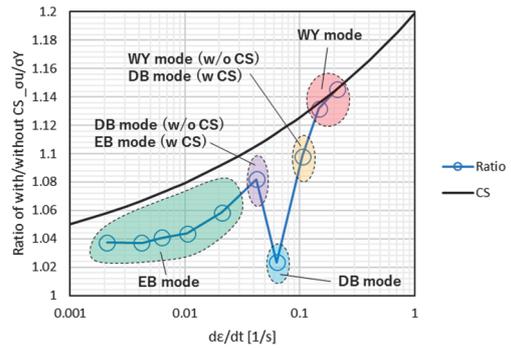


図 27 ひずみ速度依存性有無の動的最終強度比—ひずみ速度関係

図 26 より、CS 則の考慮に関係なく、ひずみ速度が大きくなるほど動的最終強度が増加している。CS 則の有無で比較すると、ひずみ速度に応じて、動的最終強度の増加率が異なることが分かる。そこで、図 27 に CS 則有無の動的最終強度の比とひずみ速度の関係を示した。図 27 には、動的座屈崩壊モードについても示している。図 27 より、EB モードは CS 則に沿って動的最終強度の比が増加しており、これは有効幅部分が降伏して動的最終強度を迎えることから、CS 則の影響が有効幅部分のみに作用することが要因だと考えられる。DB モードについては、動的最終強度の比が小さく、これは動的最終強度時に降伏している範囲が少なく CS 則の影響が小さかったことが要因だと考えられる。WY モードについては、動的最終強度の比が CS 則に沿っており、これは全断面降伏時に動的最終強度を迎えるため、全断面で CS 則の影響を受けたためだと考えられる。また、CS 則の有無で動的座屈崩壊モードが変わる 0.04 と 0.1 [1/s] について、0.04 [1/s] は EB モードに傾向が似ており、0.01 [1/s] は DB モードと WY モードの中間の動的最終強度の比となっている。図 28 には、EB モードとして 0.002 [1/s]、DB モードとして 0.06 [1/s]、WY モードとして 0.2 [1/s] の CS 則有無の平均応力—平均ひずみ関係を示しており、動的座屈崩壊モード毎に CS 則有無による動的最終強度の増加率が異なることが分かる。以上のように、動的座屈崩壊モード毎にひずみ速度依存性の影響による動的最終強度の増加率が異なることが分かった。

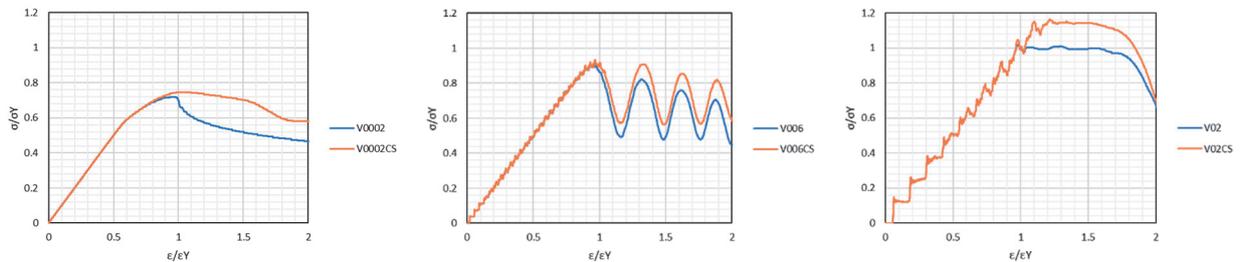


図 28 Cowper-Symonds 則有無の平均応力—平均ひずみ関係

6 結 言

本研究では、FEA を用いて面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的座屈崩壊挙動について調査した。境界条件として単純支持条件と直線保持条件を与えた矩形パネルに対して長手方向に強制変位を与える解析を実施した。強制変位の速度としてひずみ速度 0.002 [1/s]～0.2 [1/s] に相当する 10 種類の変位速度を考慮した。そして、線形な材料モデルで動的座屈挙動、弾完全塑性の材料モデルで動的座屈崩壊挙動を調査した。さらに、弾完全塑性の材料モデルと、ひずみ速度依存性として CS 則 (Cowper-Symonds 則) を考慮した解析を実施し、ひずみ速度依存性を考慮した場合の動的座屈崩壊挙動と動的最終強度について調査した。

以下に得られた知見をまとめる。

- ヤング率で線形な材料モデルを用いた FEA により、面内圧縮荷重の変位速度（強制変位の速度）が大きくなるほど、接線係数が低下する時の平均応力が大きくなることが分かった。これは、パネルに対して垂直な方向のたわみの慣性力により、変位速度が大きいほどたわみの増加が遅くなり、そのたわみの増加が遅れている間は軸力を受け持つことができるため、変位速度が大きいほど接線係数が低下する時の平均応力が大きくなったと考えられる。
- 弾完全塑性の材料モデルを用いた FEA により、変位速度の違いによって、EB モード（Elastic buckling collapse mode）、DB モード（Dynamic buckling collapse mode）、WY モード（Whole yielding collapse mode）に分類できることが分かった。EB モードは平均応力が静的座屈強度に到達した後に振動を伴いながら動的最終強度を迎える動的座屈崩壊挙動である。DB モードは平均応力が静的座屈強度に達してもすぐに接線係数が低下せず、その後或る平均応力に達して接線係数が低下した時に動的最終強度を迎える動的座屈崩壊挙動である。WY モードは全断面降伏時に動的最終強度を迎える動的座屈崩壊挙動である。
- 或る平均応力に達して接線係数が低下した後の平均応力の振動は、たわみの振動によるパネル中央の応力の弾性振動に起因したものであり、EB モードの動的最終強度を増加させる要因だと考えられる。
- ひずみ速度依存性による降伏応力の増加を考慮する CS 則を用いた FEA により、CS 則の有無に関係なく、ひずみ速度が大きくなると動的最終強度も大きくなることが分かった。
- 概ね CS 則の有無で動的座屈崩壊モードの変化はなかったが、ひずみ速度 0.04, 0.1 [1/s]の条件では CS 則の有無で動的座屈崩壊モードが異なる結果となった。
- 動的座屈崩壊モード毎に CS 則有無の動的最終強度の比が異なることが分かった。EB モードでは有効幅が降伏して動的最終強度を迎えるため、CS 則の効果は有効幅だけに作用する。DB モードでは或る平均応力に達して接線係数が低下する時が動的最終強度であり、動的最終強度時には降伏している範囲が限られるため、CS 則の影響は小さい。WY モードでは全断面降伏時に動的最終強度を迎えるため、CS 則の動的降伏応力と静的降伏応力の比と同程度、動的最終強度も増加した。

今後は、上記の知見及び今回の解析結果を元に、矩形パネルの寸法、板厚、変位速度等をパラメータとして、動的座屈崩壊モード毎に、動的座屈崩壊挙動に基づいた面内圧縮荷重を受ける矩形パネルの動的最終強度算式を提案したい。

謝 辞

本研究では、独立行政法人日本学術振興会科学研究費補助金基盤研究(A)（課題番号：19H00803；研究代表者：藤久保昌彦）の補助のもと実施されたものであることを付記し、関係各位に謝意を表します。

References

- 1) Committee on Large Container Ship Safety JAPAN: Final Report of Committee on Large Container Ship Safety (English version), (2015).
- 2) Yasuhira Yamada, Kyoko Kameya : A FUNDAMENTAL STUDY ON THE DYNAMIC RESPONSE OF HULL GIRDER OF CONTAINER SHIPS DUE TO SLAMMING LOAD, Proceedings of the ASME 2017 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2017-61068 (2017), pp.1-13.
- 3) Yasuhira Yamada, Kyoko Kameya: A STUDY ON THE DYNAMIC ULTIMATE STRENGTH OF GLOBAL HULL GIRDER OF CONTAINER SHIPS SUBJECTED TO HOGGING MOMENT, Proceedings of the ASME 2018 36th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2018-77402 (2018), pp.1-11.
- 4) Yasuhira Yamada: Dynamic Collapse Mechanism of Global Hull Girder of Container Ship Subjected to Hogging Moment, Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Vol. 141 (2019), pp.1-15.

- 5) Sho Kotajima, Yasumi Kawamura, Deyu Wang, Tetsuo Okada: Numerical Simulation about Ultimate Strength of Container-ship Hull Girder under Dynamic Loading (in Japanese), Conference Proceedings of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, vol. 22, (2016), pp.547-551.
- 6) Sho Kotajima, Yasumi Kawamura, Tetsuo Okada: Numerical Simulation about Ultimate Strength of Container-ship Hull Girder under Dynamic Loading (Part 2) (in Japanese), Conference Proceedings of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, vol. 25, (2017), pp.365-370.
- 7) Fumiko Tanaka, Yasumi Kawamura, Sho Kotajima, Tetsuo Okada: Numerical Simulation about Ultimate Strength of Container-ship Hull Girder under Dynamic Loading (3rd Report) (in Japanese), Conference Proceedings of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, vol. 27, (2018), pp.281-286.
- 8) Bin Yang, C. Guedes Soares, De-yu Wang: Dynamic ultimate compressive strength of simply supported rectangular plates under impact loading, Marine Structure, Vol. 66 (2019), pp.258-271.
- 9) Bin Yang, C. Guedes Soares, De-yu Wang: An empirical formulation for predicting the dynamic ultimate strength of rectangular plates under in-plane compressive loading, International Journal of Mechanical Sciences, Vol.141 (2018), p.p.213-222.
- 10) Bin Yang, Jia-meng Wu, C. Guedes Soares, De-yu Wang: Dynamic ultimate strength of outer bottom stiffened plates under in-plane compression and lateral pressure, Ocean Engineering, Vol. 157 (2018), pp.44-53.
- 11) Shigenobu Okazawa, Masahiko Fujikubo, Yoshiaki Hase: Applicability of explicit dynamic method to quasi-static collapse analysis of plates, Conference Proceedings of the Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers, vol. 2W, (2006), pp.1-4.
- 12) C. S. Smith, P. C. Davidson, J. C. Chapman and P. J. Dowling: Strength and Stiffness of Ships Plating under In-plane Compression and Tension, Trans. RINA, W.6 (1987), pp.277-296.
- 13) The Japan Society of Naval Architects and Ocean Engineers: Naval Architects and Ocean Engineers Series 7 Hull Structure Strength Edition (in Japanese), (2012), pp.116-121.
- 14) Jeom Kee Paik, Jang Young Chung, Ick Hung Choe, Anil Kumar Thayamballi, Preben Terndrup Pedersen, Ge Wang: On Rational Design of Double Hull Tanker Structures against Collision, The Society of Naval Architects Marine Engineers, 1999 Annual Meeting, pp.1-33.