

単軸面内準静的負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の圧縮強度特性 および極限圧縮強度評価法

The compressive strength behavior and the estimation method of the ultimate compressive strength for simply supported stainless steel plates under in-plane quasi-statically uniaxial loading

加藤健太郎*, 宮寄靖大**, 奈良敬***
Kentaro Kato, Yasuhiro Miyazaki, Satoshi Nara

*長岡工業高等専門学校, 専攻科環境都市工学専攻 (〒940-8532 新潟県長岡市西片貝町 888)

**博士(工学), 長岡工業高等専門学校准教授, 環境都市工学科 (〒940-8532 新潟県長岡市西片貝町 888)
y-miyazaki@nagaoka-ct.ac.jp

***工博, 大阪大学大学院教授, 工学研究科地球総合工学専攻 (〒565-0871 大阪府吹田市山田丘 2-1)

The stainless steel structures have high corrosion resistance and elongation than the carbon mild steel structures. The purpose of this paper is to clarify the compressive strength behavior and the estimation method of the ultimate compressive strength for simply supported stainless steel plates under in-plane quasi-statically uniaxial loading. Firstly, the ultimate compressive behavior of simply supported stainless steel plates under in-plane quasi-statically uniaxial loading investigated to use the numerical analysis. Secondly, these analytical resultants were examined using the strength estimation method. Finally, this paper proposed the ultimate compressive strength curve of three region for simply supported plate under in-plane quasi-statically uniaxial loading.

Key Words: stainless steel, hardening rule, simply supported plates, quasi-statically loading

キーワード: ステンレス鋼, 硬化則, 周辺単純支持板, 準静的負荷

1. はじめに

ステンレス鋼は、構造用炭素鋼に比べて優れた耐食性を有する。また、ステンレス鋼は、優れたひずみ硬化特性を有し、低降伏比を示すことから、従来の構造用炭素鋼に比べて高性能な鋼材である。そのため、このような特徴を有するステンレス鋼を土木構造物の主部材に活用することは、耐久性の向上によるライフサイクルコストの低減および耐震性能の向上が期待できる。

我が国では、一般的に幅広く使用されているオーステナイト系ステンレス鋼を対象に、ステンレス建築構造物設計基準¹⁾が整備されている。一方、松下ら²⁾³⁾は、ステンレス鋼を活用した土木構造物の構築に向けて、ステンレス鋼部材の強度特性を実験および数値計算により明らかにしている。また、宮寄ら⁴⁾⁵⁾は、圧縮または曲げを受けるステンレス鋼板の強度特性を明らかにし、無補剛ステンレス鋼圧縮板の座屈照査法を提案している。これら

の研究は、ステンレス鋼のひずみ硬化特性を考慮した設計法の確立に向けて、ステンレス鋼部材が静的負荷を受ける際の強度特性について検討したものである。これらに加えて、ステンレス鋼を土木構造物への活用に向けた設計法の確立に際しては、我が国を含む地震多発地域での使用を考慮し、ステンレス鋼部材が繰り返し負荷を受ける際の力学的挙動を把握することが望まれる。

本研究では、土木鋼構造物の基本要素である周辺単純支持板を対象に、単軸面内準静的負荷を受けるステンレス鋼板の強度特性を数値計算⁶⁾により明らかにする。また、これらの結果を精査し、極限圧縮強度評価式を提案する。これらのステンレス鋼板の強度特性は、同様にして数値計算を行う構造用炭素鋼板の結果と比較しながら示す。まず、準静的負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の強度特性は、硬化則の違いによる変化、極限圧縮強度に着目した負荷条件の違いによる強度の変化、極限圧縮強度とその時の変形能およびエネルギー吸収能に

表 1 対象鋼材の機械的性質^{7),10)}

鋼種	弾性係数 $E(\text{GPa})$	ポアソン比 ν	0.01%耐力 $\sigma_{0.01}(\text{MPa})$	0.2%耐力または降伏応力 $\sigma_{0.2}$ or $\sigma_y(\text{MPa})$	引張強さ $\sigma_u(\text{MPa})$	降伏比 $\sigma_{0.2}/\sigma_u$ or σ_y/σ_u
SUS304	157	0.3	146	261	697	0.374
SUS316	174	0.3	162	254	561	0.452
SUS304N2	173	0.3	253	402	723	0.557
SUS410L	199	0.3	241	350	486	0.720
SUS329J3L	202	0.3	346	533	749	0.712
SM400	200	0.3	-	249	417	0.597
SM490Y	200	0.3	-	388	543	0.715
SM570	206	0.3	-	504	593	0.850

ついて調べる．つぎに，準静的負荷を受けるステンレス鋼および炭素鋼周辺単純支持板の極限圧縮強度評価式は，数値計算により明らかにした強度特性の結果に基づいた提案を行う．

2. ステンレス鋼周辺単純支持板の数値計算法

2.1 対象とするステンレス鋼およびその材料モデル

本研究で対象とするステンレス鋼は，オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304，SUS316 および SUS304N2，フェライト系ステンレス鋼 SUS410L，二相系ステンレス鋼 SUS329J3L である．また，比較に用いる構造用炭素鋼は，これらのステンレス鋼と JIS 規格上同程度の材料強度を有する SM400(SUS304，SUS316，SUS410L と比較)，SM490Y(SUS304N2 と比較)，SM570(SUS329J3L と比較) である．表 1 は，これら鋼材の機械的性質^{7),10)}を示す．

数値計算⁹⁾に用いる対象材料の応力塑性ひずみ関係は，図 1 に示す材料試験結果^{7),10)}をマルチニア型の近似直線で表現したものとする．なお，既往の研究¹⁰⁾では，繰り返し材料試験によるステンレス鋼の応力ひずみ関係を検討しているものの，限られたステンレス鋼種のみを対象としており，その適用性が明確でないと考える．そのため，本研究では，繰り返し負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の強度特性を検討するにあたり，後述する塑性理論に基づく材料モデルを仮定するとともに，図 1 に示す応力塑性ひずみ関係を用いることとする．ここで，図 1 に示すように，ステンレス鋼は，炭素鋼にみられる降伏棚を有さず，ひずみの増加とともに連続的に応力上昇するラウンドハウス型の応力ひずみ関係を示すことがわかる．そのため，対象とするステンレス鋼は，塑性開始点を 0.01% 耐力点，設計における降伏強度を 0.2% 耐力点として，塑性開始直後から非線形となる応力ひずみ関係を表現している．

対象とする材料は，J2 流れ則に従い，等方硬化則，移動硬化則または複合硬化則のそれぞれを仮定し，硬化則の違いによる強度特性の変化を調べる．なお，これらの硬化則では，降伏曲面の移動を Prager 則に従うこととする．また，複合硬化則では，板の繰り返し試験等による材料定数のデータが乏しいため，式(1)に示す移動硬化率 f_h を 0.5 と仮定する．

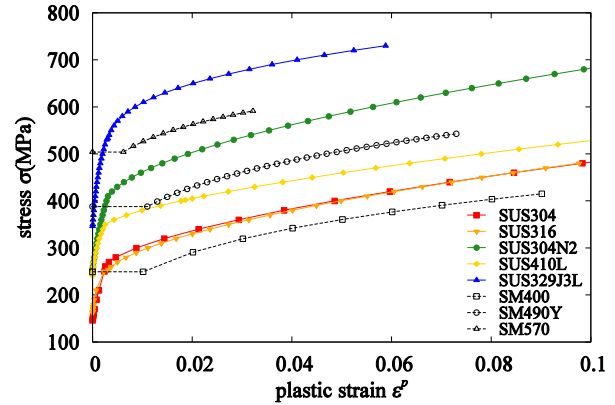


図 1 対象材料の応力塑性ひずみ関係

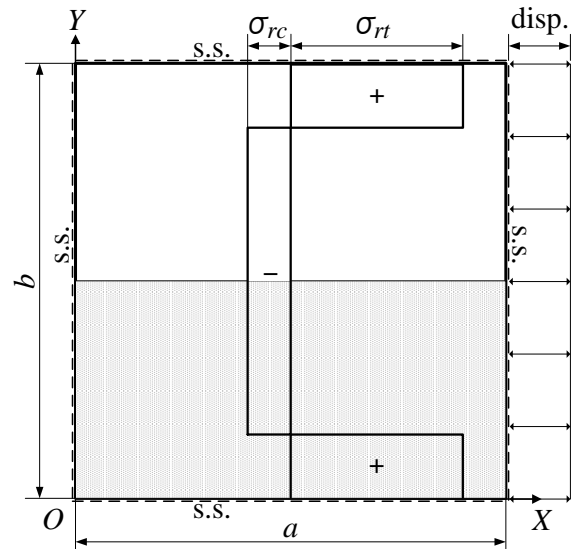


図 2 準静的負荷を受ける周辺単純支持板

$$f_h = \frac{3}{2} \frac{d\bar{\alpha}}{d\bar{\epsilon}^p} \quad (1)$$

ここで， $d\bar{\alpha}$ は相当背応力増分を， $d\bar{\epsilon}^p$ は相当塑性ひずみ増分を表す．

2.2 対象とする周辺単純支持板

図 2 は，準静的負荷を受ける周辺単純支持板を示す．対象とする周辺単純支持板の形状は，縦横比(=a/b)を 1.0 とし，式(2)に示す幅厚比パラメータ $\bar{\lambda}_p$ を 0.2 から 2.0 ま

で0.1刻みで与え、板厚 t を変化させて決定する。

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_{0.2}}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k}} \quad (2)$$

ここで、 k は板の座屈係数(=4.0)を表す。なお、炭素鋼の場合は、式(2)中の $\sigma_{0.2}$ を σ_y に置換する。

対象とする周辺単純支持板に与える初期不整は、残留応力および初期たわみを考慮する。まず、残留応力は、図2中に示すような自己平衡を保つ矩形分布とし、式(3)に示す大きさで与える。

$$\sigma_{rt} = \sigma_{0.2}, \sigma_{rc} = -0.3\sigma_{0.2} \quad (3)$$

なお、炭素鋼の場合は、式(3)中の $\sigma_{0.2}$ を σ_y に置換する。つぎに、初期たわみは、図2中の $(X,Y)=(a/2,b/2)$ 点にて、構造用炭素鋼の設計許容値¹²⁾である $W_{0\max}=b/150$ となる式(4)に示す形状で与える。

$$W_0 = W_{0\max} \sin\left(\frac{\pi X}{a}\right) \sin\left(\frac{\pi Y}{b}\right) \quad (4)$$

対象とする周辺単純支持板の数値計算モデルは、変形の対称性を考慮し、図2中の Y 軸方向の $b/2$ 部分を対象に8節点アイソパラメトリックシェル要素による有限要素離散化を行う。また、対象領域の要素分割は、 24×12 分割とする。なお、これらの数値計算には、汎用非線形有限要素解析プログラム Marc⁹⁾を用いる。

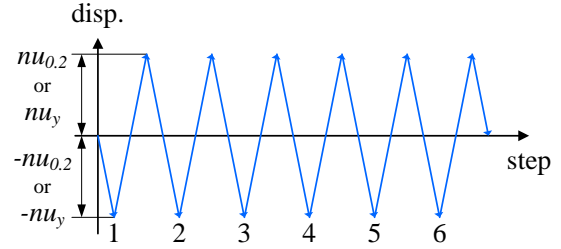
2.3 準静的負荷条件

本研究における準静的負荷は、単一方向の圧縮負荷または引張負荷のみとして与える静的負荷との違いを明確にするため、載荷または除荷を繰り返し与える負荷条件として定義する。対象とする周辺単純支持板に与える準静的負荷は、図2中の $X=a$ の載荷辺にて、図3に示す2種類の強制変位とし、負荷条件の違いによる強度特性の変化を調べる。図3(a)に示す両振り定振幅負荷は、圧縮変位を先行させた6サイクルの強制変位である。また、図3(b)に示す片振り定振幅負荷は、両振り定振幅負荷の引張変位を圧縮変位に反転させ、12サイクルの強制変位とした負荷である。これらの負荷条件における振幅の大きさは、図3に示すように、0.2%耐力時の変位 $u_{0.2}$ に対して、振幅倍率 n を1から5まで1刻みで変化させる。なお、炭素鋼の場合は、図3中の $u_{0.2}$ を降伏応力時の変位 u_y に置換する。

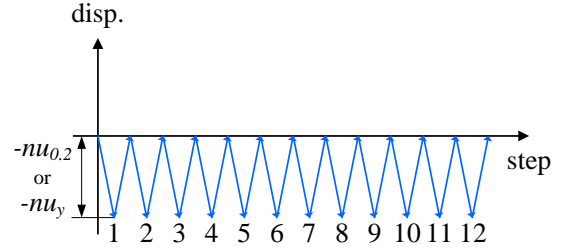
2.4 数値計算モデルの妥当性の検証

本研究で用いる数値計算法の妥当性は、準静的負荷を受ける周辺単純支持板の強度特性を実験により明らかにした研究例が存在しないため、既往の数値計算結果¹³⁾と比較する。

まず、対象とする材料定数は、 $E=206(\text{GPa})$ 、 $\nu=0.3$ 、 $\sigma_y=235(\text{MPa})$ である。この材料の応力ひずみ関係は、塑性



(a) 両振り定振幅負荷



(b) 片振り定振幅負荷

図3 準静的負荷条件

表2 妥当性の検証に用いる強制変位量¹³⁾

$b/t (\bar{\lambda}_p)$	$u_1/a \times 10^3$	$u_2/a \times 10^3$
40 (0.71)	3.0	3.5
50 (0.89)	1.2	1.5
100 (1.78)	1.25	1.7

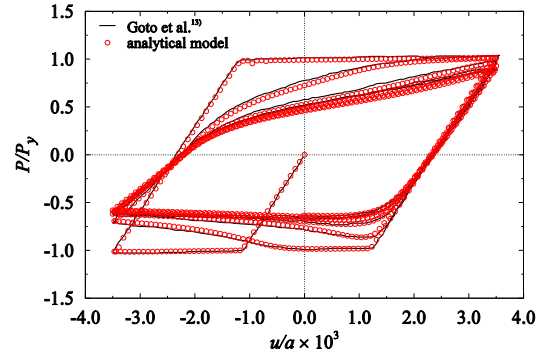


図4 荷重と変位の関係の比較($b/t=40$)

域の勾配を $E/100$ としたバイリニア型とする。また、繰り返し負荷に伴う材料硬化則には、移動硬化則を用いる。つぎに、板の形状は、幅厚比 b/t (幅厚比パラメータ $\bar{\lambda}_p$)を40 (0.71), 50 (0.89), 100 (1.78)とする。これらの板に与える初期不整は、初期たわみのみを考慮し、式(5)に示す形状とする。

$$W_{0m} = b \sin\left(\frac{\pi X}{a}\right) \sin\left(\frac{\pi Y}{b}\right) \times 10^{-4} \quad (5)$$

なお、妥当性の検証における残留応力については、文献13)と同様に考慮していない。これら数値計算モデルの妥当性の検証に用いる準静的負荷条件は、図3(a)に示す両

振り定振幅とする。ここでの振幅の大きさは、表 2 に示すように、各幅厚比に対して 2 種類の大きさとする。

図 4 は、 $b/t=40$ の板に u_2 の強制変位を与えた場合について、後藤ら¹³⁾による数値計算結果および本研究で用いる数値計算により得られた荷重と変位の関係を示す。同図の縦軸は数値計算により得られた荷重 P を降伏応力時の荷重 P_y で無次元化した値を、横軸は与えた変位 u ($=u_1$ または u_2) を非載荷辺長 a で無次元化した値を表す。同図より、点で表す本研究に用いる数値計算結果は、実線で表す後藤ら¹³⁾の数値計算結果とほぼ一致していることが確認できる。また、その他の幅厚比および強制変位量の結果についても、同様な結果が得られている。したがって、本研究では、準静的負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の強度特性を調べるに際して、同数値計算法を用いることとする。

3. ステンレス鋼周辺単純支持板の強度特性

3.1 硬化則の違いによる強度特性の変化

(1) 荷重と変位の関係

図 5 から図 7 は、 $n=5$ とした両振り定振幅負荷(図 3(a)) および片振り定振幅負荷(図 3(b))を与えた場合について、等方硬化則、移動硬化則または複合硬化則を仮定した $\bar{\lambda}_p=0.3, 1.3$ の SUS304 と SM400 の荷重と変位の関係を示す。両図の縦軸は数値計算により得られた荷重 P を 0.2%耐力時の荷重 $P_{0.2}$ または降伏応力時の荷重 P_y で無次元化した値を、横軸は数値計算で与えた変位 u を 0.2%耐力時の変位 $u_{0.2}$ または降伏応力時の変位 u_y で無次元化した値を表す。

図 5(a)および(c)より、等方硬化則を仮定した $\bar{\lambda}_p=0.3$ の SUS304 の荷重と変位の関係は、SM400 に比べて、繰り返し数増大に伴う圧縮荷重の上昇が大きくなることわかる。これは、SUS304 が低降伏比を示すことから、等方硬化則を仮定した幅厚比パラメータが小さい板の場合、繰り返し数増大に伴い、ひずみ硬化特性が顕著に現れることを示している。一方、図 5(b)および(d)より、等方硬化則を仮定した $\bar{\lambda}_p=1.3$ の場合は、 $\bar{\lambda}_p=0.3$ の結果に比べて、繰り返し数増大に伴う圧縮荷重の上昇が小さくなることわかる。

図 6 より、移動硬化則を仮定した SUS304 の荷重と変位の関係は、SM400 に比べて、繰り返し数増大に伴う圧縮荷重の低下が大きく、反転負荷による引張荷重が小さくなることわかる。このように、移動硬化則を仮定した SUS304 の引張荷重が SM400 に比べて小さくなる理由は、ステンレス鋼の塑性開始点を 0.01%耐力点としているためである。すなわち、SUS304 の降伏曲面は、SM400 の 60%程度の大きさであり、圧縮または引張負荷後の反転負荷における再降伏時の応力が小さくなるためである。特に、図 6(a)および(c)に示す $\bar{\lambda}_p=0.3$ の SUS304 は、1 サイクル時の圧縮荷重が大きくなることから、SM400 に比

べて、2 サイクル以降の引張荷重が小さくなることわかる。なお、対象としたその他のステンレス鋼についても、移動硬化則を仮定した場合には、同様の結果が得られている。

図 7(a)および(c)より、複合硬化則を仮定した $\bar{\lambda}_p=0.3$ の SUS304 の荷重と変位の関係は、SM400 に比べて、1 サイクル時から塑性化の進行が大きく、繰り返し数増大に伴う圧縮荷重の上昇が同等以上となることわかる。これは、降伏棚を有する応力ひずみ関係を示す炭素鋼に比べて、ステンレス鋼が弾性域から連続的に非線形領域に遷移する応力ひずみ関係を示すためである。一方、図 7(b)および(d)より、複合硬化則を仮定した $\bar{\lambda}_p=1.3$ の SUS304 および SM400 の荷重と変位の関係は、 $\bar{\lambda}_p=0.3$ の結果に比べて、各サイクルの圧縮荷重が小さくなることわかる。また、図 5 および図 6 と図 7 を比較すると、図 7 の複合硬化則を仮定した SUS304 および SM400 は、バウシinger 効果を表現するとともに、ひずみ硬化を良好に表現していることが確認できる。

(2) 最大圧縮変位時の荷重変化率

図 8 は、 $n=5$ とした準静的負荷を与えた場合について、 $\bar{\lambda}_p=0.3, 1.3$ の SUS304 と SM400 の最大圧縮変位時の荷重変化率とサイクル数の関係を示す。同図の縦軸は、図 5 から図 7 で示した荷重と変位の関係における各サイクル時の最大圧縮変位時の荷重 P_{\max} を、1 サイクル時の最大圧縮変位時の荷重 $P_{\max 1}$ で無次元化した値を表す。

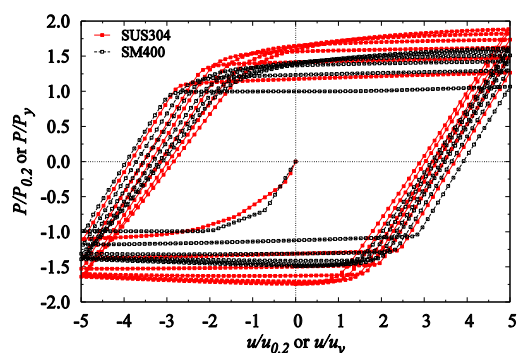
両振り定振幅負荷を与えた図 8(a)および(b)または片振り定振幅負荷を与えた図 8(c)および(d)より、等方硬化則を仮定した場合の荷重変化率は、複合硬化則を仮定した場合に比べて、SUS304 が平均で約 19%または約 13%、SM400 が平均で約 14%または約 12%大きくなることわかる。また、移動硬化則を仮定した場合の荷重変化率は、複合硬化則を仮定した場合に比べて、SUS304 が平均で約 42%または約 28%、SM400 が平均で約 13%または約 14%小さくなることわかる。なお、図 8 に示す複合硬化則を仮定した SUS304 の荷重変化率が、SM400 に比べて最大で約 4%小さくなる理由は、SUS304 が初期弾性域を超えるとともにひずみ硬化特性を示すため、1 サイクル時の最大圧縮変位時の荷重が SM400 に比べて大きくなることによる。また、図 8(b)に示す等方硬化則を仮定した $\bar{\lambda}_p=1.3$ の板の荷重変化率が 3 サイクル時に大きくなる理由は、図 5(b)に示すように、2 サイクル時の引張荷重が 1 サイクル時のそれに比べて小さくなり、等方硬化則を仮定した場合に 3 サイクル時の圧縮荷重が大きくなるためである。

以上の結果より、本研究では、準静的負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の強度特性を数値計算により明らかにする場合、複合硬化則を採用することが妥当であると判断する。したがって、以降では、複合硬化則を仮定した場合の結果を用いて、対象とするステンレス鋼板の強度特性について述べることとする。しかしながら、

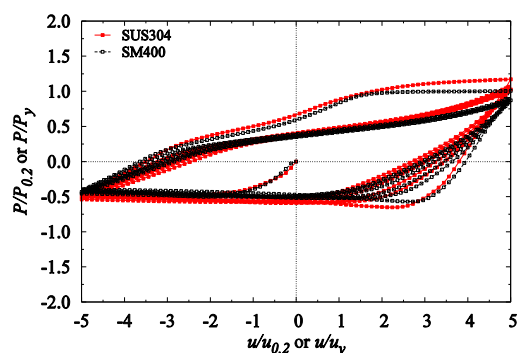
材料構成則の選定については、材料試験を行い、それらの結果を詳細に検証し、決定する必要がある。

3.2 負荷条件の違いによる極限圧縮強度の変化

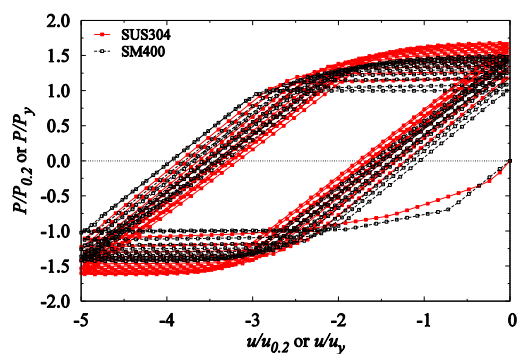
図9および図10は、両振り定振幅負荷(図3(a))および



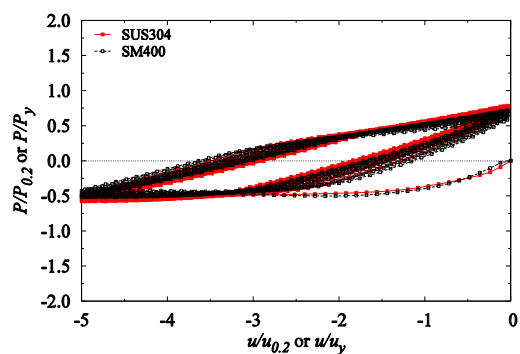
(a) 両振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=0.3$)



(b) 両振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=1.3$)

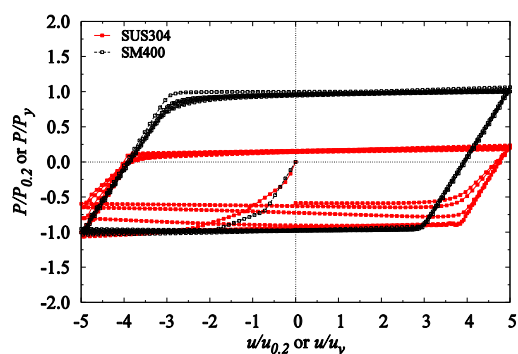


(c) 片振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=0.3$)

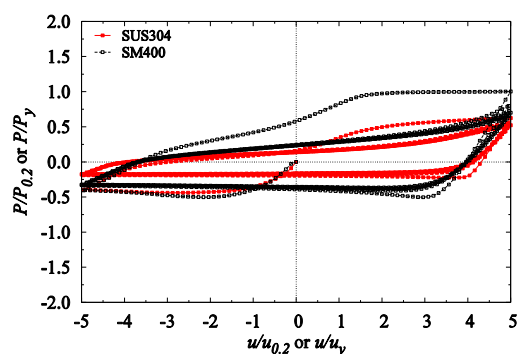


(d) 片振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=1.3$)

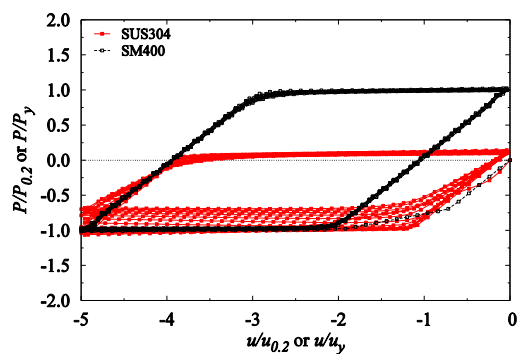
図5 等方硬化則を仮定した場合の荷重と変位の関係 ($n=5$)



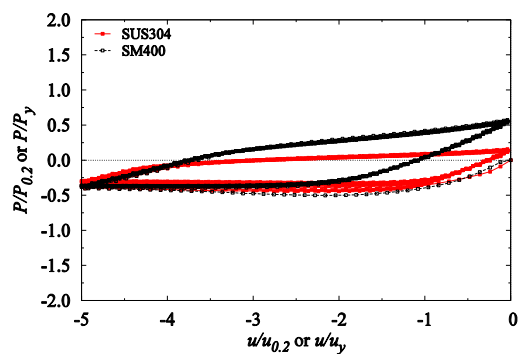
(a) 両振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=0.3$)



(b) 両振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=1.3$)



(c) 片振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=0.3$)

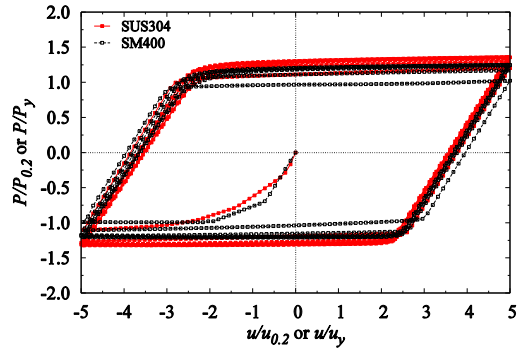


(d) 片振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=1.3$)

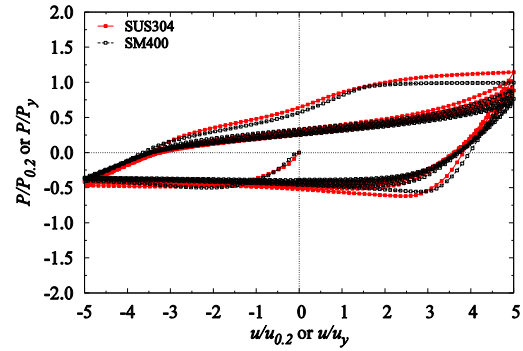
図6 移動硬化則を仮定した場合の荷重と変位の関係 ($n=5$)

片振り定振幅負荷(図 3(b))を与えた場合について、 $\bar{\lambda}_p=0.3$, 0.5, 0.9, 1.3 の板の極限圧縮強度と振幅倍率の関係を示

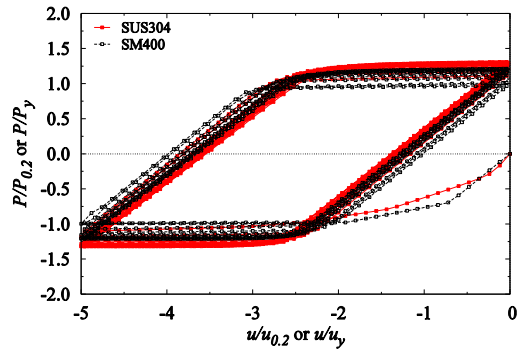
す。両図の縦軸は、それぞれの負荷条件で得られた極限圧縮荷重 P_u を 0.2% 耐力時の荷重 $P_{0.2}$ または降伏応力時の



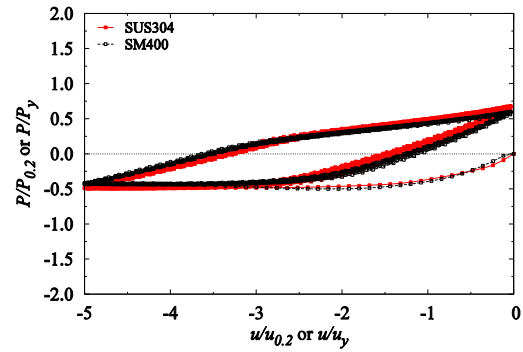
(a) 両振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=0.3$)



(b) 両振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=1.3$)

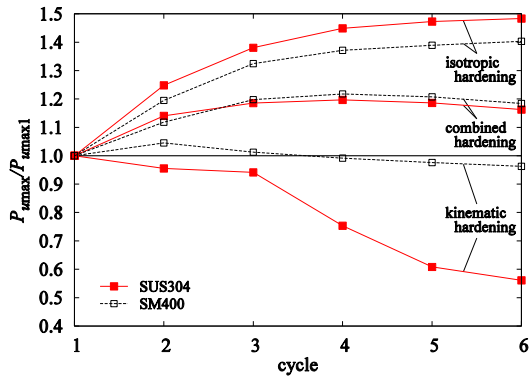


(c) 片振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=0.3$)

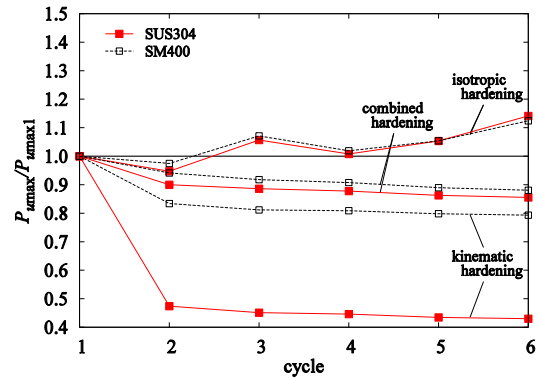


(d) 片振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=1.3$)

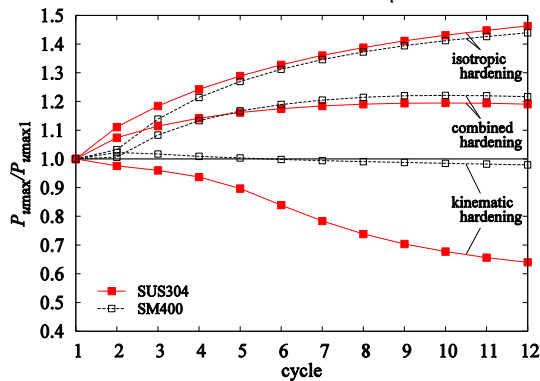
図 7 複合硬化則を仮定した場合の荷重と変位の関係 ($n=5$)



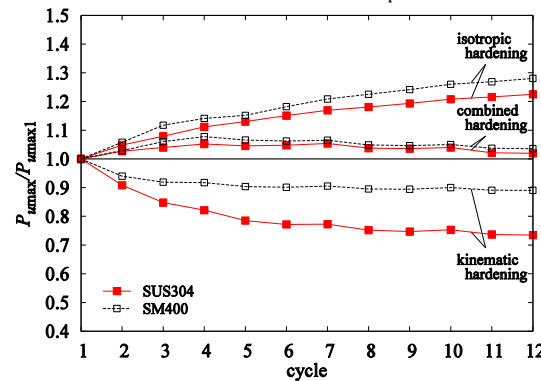
(a) 両振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=0.3$)



(b) 両振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=1.3$)



(c) 片振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=0.3$)



(d) 片振り定振幅 ($\bar{\lambda}_p=1.3$)

図 8 最大圧縮変位時の荷重変化率とサイクル数の関係 ($n=5$)

荷重 P_y で無次元化した値を表す。

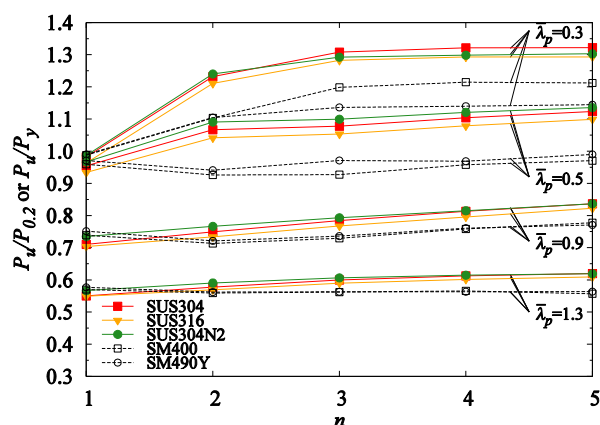
図 9 より、両振り定振幅負荷を与えたステンレス鋼および $\bar{\lambda}_p=0.3, 0.5, 0.9$ の炭素鋼の極限圧縮強度は、幅厚比パラメータの変化によらず、振幅倍率の増大に伴い上昇し、 $n=5$ の場合に最大となることがわかる。このような現象は、両振り定振幅負荷の場合、先行する圧縮負荷と同等の引張負荷を受けるため、対象とした板が座屈による強度低下を発生しないことを示している。なお、 $\bar{\lambda}_p=1.3$ の炭素鋼の極限圧縮強度が $n=1$ の場合に最大となる理由は、幅厚比パラメータが大きい板の場合に、弾性範囲内で極限圧縮強度に達したためである。

図 10 より、片振り定振幅負荷を与えた $\bar{\lambda}_p=0.3$ の板の極限圧縮強度は、 $n=5$ の場合に最大となることがわかる。これは、板の強度が材料強度に強く依存する幅厚比パラメータが小さい板の場合、十分な塑性化の進行により、極限圧縮強度が振幅倍率の増大に伴い大きくなることを意味する。また、 $\bar{\lambda}_p=0.5$ の板の極限圧縮強度は、ステンレス鋼が $n=3$ の場合に、炭素鋼が $n=2$ の場合に最大となることがわかる。これは、降伏棚を有する炭素鋼に比べて、ステンレス鋼が弾性限界直後から連続的にひずみ硬化領域に達するためである。さらに、 $\bar{\lambda}_p=0.9, 1.3$ の板の極限圧縮強度は、オーステナイト系ステンレス鋼が $n=3$

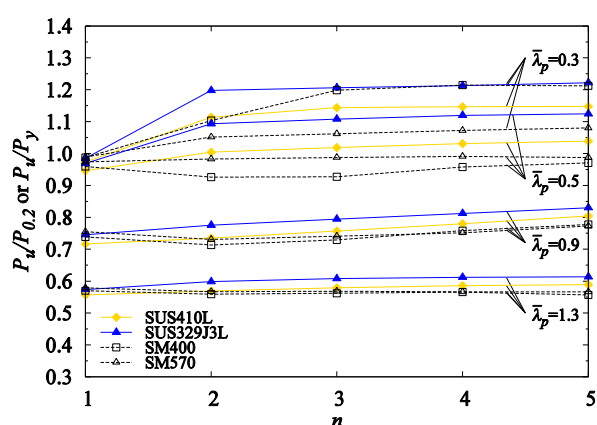
の場合に、フェライト系、二相系ステンレス鋼および炭素鋼が $n=2$ の場合に最大となることがわかる。このような鋼種の違いによる極限圧縮強度が最大となるときに振幅倍率の変化は、オーステナイト系ステンレス鋼がフェライト系、二相系ステンレス鋼および炭素鋼に比べて、低降伏比を示すことから、塑性化に伴う応力上昇が大きくなることによる。

表 3 および表 4 は、両振り定振幅負荷(図 3(a))および片振り定振幅負荷(図 3(b))を与えた場合に極限圧縮強度の最大値が得られる振幅倍率を、幅厚比パラメータごとに示す。なお、両表中の括弧内に示す値については、後述する。また、図 11 および図 12 は、表 3 および表 4 で示した振幅倍率で得られる極限圧縮強度と幅厚比パラメータの関係を示す。両図を比較すると、片振り定振幅負荷を与えた場合の板の極限圧縮強度は、両振り定振幅負荷を与えた場合に比べて、対象とした全鋼種の平均で約 11% 小さくなることがわかる。このように、板の極限圧縮強度がより厳しくなる準静的負荷条件は、片振り定振幅負荷(図 3(b))であることが確認できる。

つぎに、表 3 および表 4 の値に着目してみると、両振り定振幅負荷を受ける $\bar{\lambda}_p=0.4$ の SUS329J3L、 $\bar{\lambda}_p=0.3, 0.4$ の SM400、 $\bar{\lambda}_p=0.4, 0.5$ の SM570 および片振り定振幅負

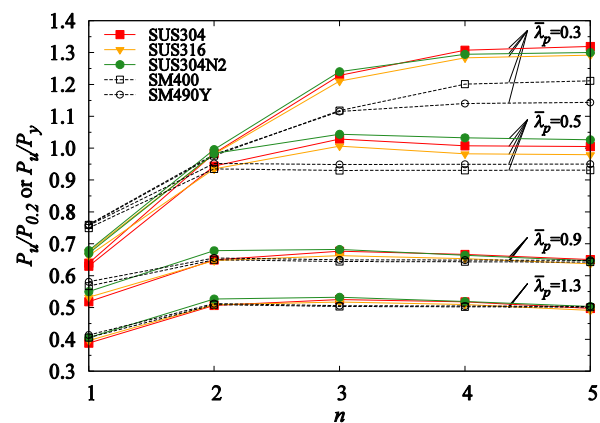


(a) オーステナイト系ステンレス鋼

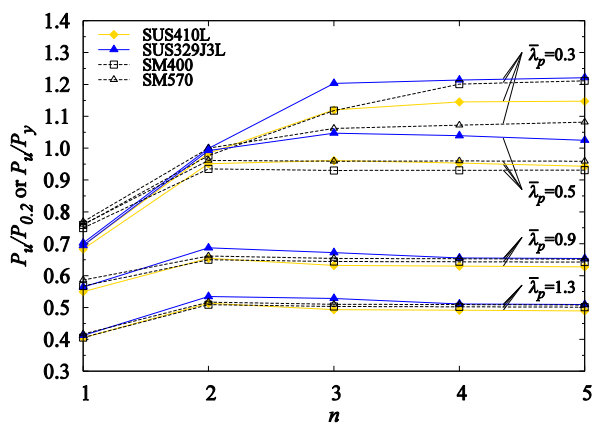


(b) フェライト系および二相系ステンレス鋼

図 9 両振り定振幅負荷を与えた場合の極限圧縮強度と振幅倍率の関係



(a) オーステナイト系ステンレス鋼



(b) フェライト系および二相系ステンレス鋼

図 10 片振り定振幅負荷を与えた場合の極限圧縮強度と振幅倍率の関係

荷を受ける $\bar{\lambda}_p=0.6, 0.7, 2.0$ のSUS304N2における極限圧縮強度の最大値を得る振幅倍率は、これらと前後する幅厚比パラメータの板に比べて、傾向が異なることが読み取れる。これは、数値計算にて非線形計算の刻み幅を十分細かくしているため、その決定した値隣接での極微小な変化によるものである。そこで、これらの板について、強度の変化量を調べてみると、真に得られた振幅倍

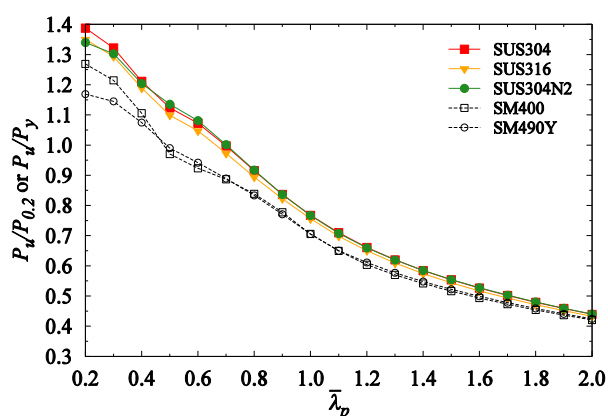
率の極限圧縮強度と括弧内に示す振幅倍率の極限圧縮強度の差は、最大で約1%未満および平均で約0.5%未満となる。そのため、本研究では、数値計算にて真に得られた結果とともに、この差を無視した括弧内の結果についても述べることにする。特に、真の結果と括弧内の結果の違いについては、後述する極限圧縮強度時のサイクル数、極限圧縮強度時の累積変位(3.3(2))、極限圧縮強度

表3 両振り定振幅負荷を与えた場合に極限圧縮強度の最大値を得る振幅倍率

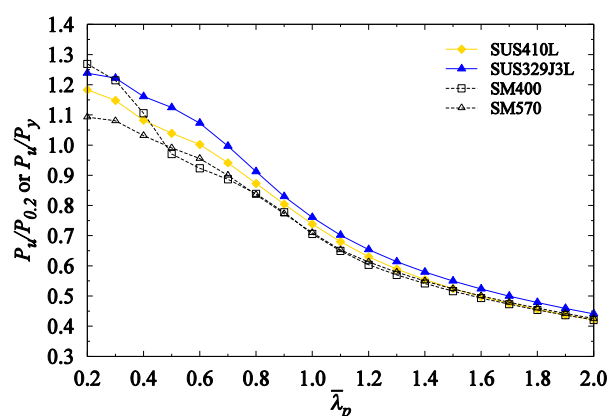
鋼種	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6	1.7	1.8	1.9	2.0
SUS304	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
SUS316	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5
SUS304N2	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	4
SUS410L	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	3	3	2	2
SUS329J3L	5	5	3(5)	5	5	5	5	5	5	5	5	5	5	4	4	3	3	3	2
SM400	5	4(5)	4(5)	5	5	5	5	5	5	4	4	1	1	1	1	1	1	1	1
SM490Y	5	5	5	5	5	5	5	5	5	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
SM570	5	5	3(5)	4(5)	5	5	5	5	5	5	1	1	1	1	1	1	1	1	1

表4 片振り定振幅負荷を与えた場合に極限圧縮強度の最大値を得る振幅倍率

鋼種	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6	1.7	1.8	1.9	2.0
SUS304	5	5	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
SUS316	5	5	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3
SUS304N2	5	5	3	3	2(3)	2(3)	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	3	2(3)
SUS410L	5	5	3	3	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
SUS329J3L	5	5	3	3	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
SM400	5	5	3	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
SM490Y	5	5	3	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
SM570	5	5	3	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2

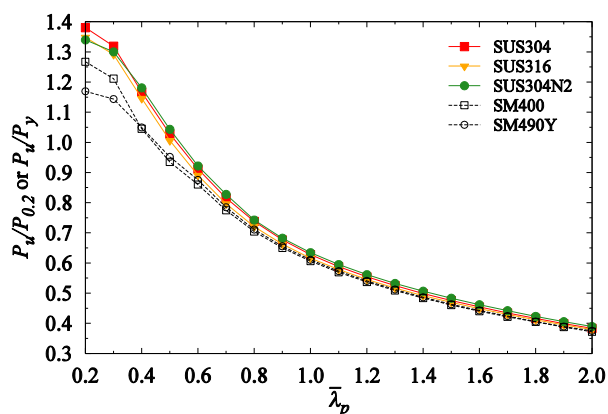


(a) オーステナイト系ステンレス鋼

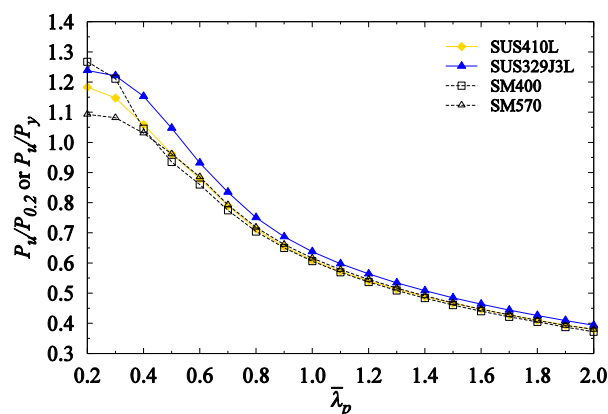


(b) フェライト系および二相系ステンレス鋼

図11 両振り定振幅負荷を与えた場合の極限圧縮強度と幅厚比パラメータの関係



(a) オーステナイト系ステンレス鋼



(b) フェライト系および二相系ステンレス鋼

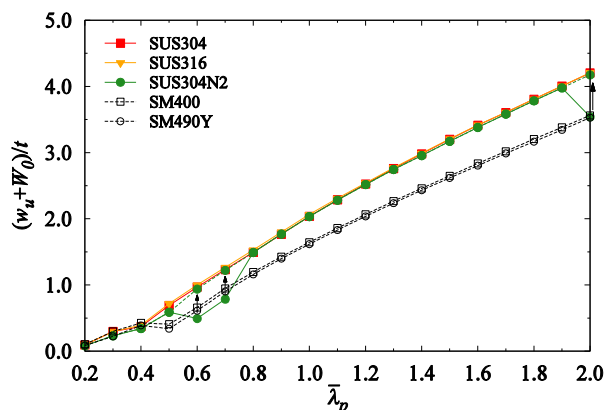
図12 片振り定振幅負荷を与えた場合の極限圧縮強度と幅厚比パラメータの関係

[illegible]

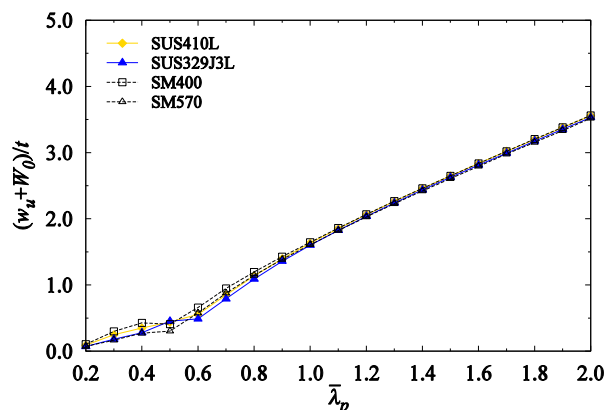
ナイト系ステンレス鋼の剛性が比較した炭素鋼に比べて小さいことによる。また、このようなステンレス鋼と炭素鋼の面外たわみの差は、表4で示した極限圧縮強度を得る時の振幅倍率が異なるためでもある。ここで、 $\bar{\lambda}_p=0.6, 0.7, 2.0$ のSUS304N2の面外たわみについては、前述したように、最大で約1%未満および平均で約0.5%未満の差を無視し、極限圧縮強度の発生を $n=3$ とした場合、同図(a)中の矢印で示す結果となる。

つぎに、図14(b)より、フェライト系および $\bar{\lambda}_p=0.5$ を除く二相系ステンレス鋼の面外たわみは、比較した炭素鋼に比べて、最大で約8%大きくなることがわかる。これは、対象としたフェライト系および二相系ステンレス鋼の剛性が比較した炭素鋼と同程度であり、表4で示した振幅倍率が $\bar{\lambda}_p=0.5$ を除いて、同等となるためである。

3.4 極限圧縮強度時のエネルギー吸収能

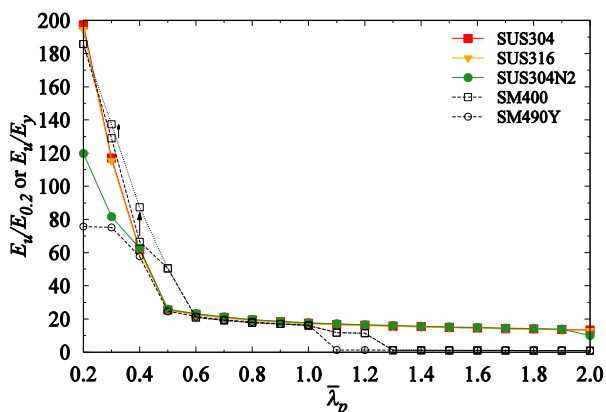


(a) オーステナイト系ステンレス鋼

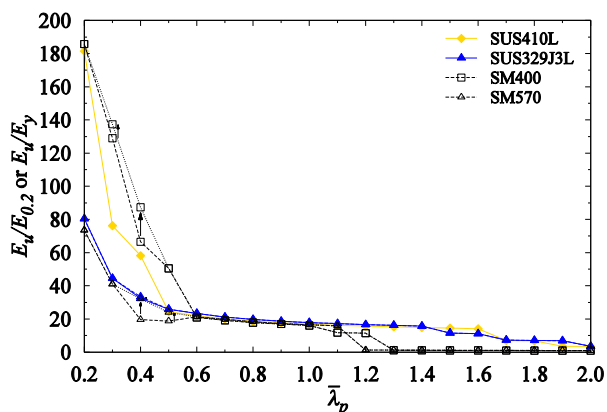


(b) フェライト系および二相系ステンレス鋼

図14 片振り定振幅負荷を与えた場合の極限圧縮強度時の面外たわみと幅厚比パラメータの関係

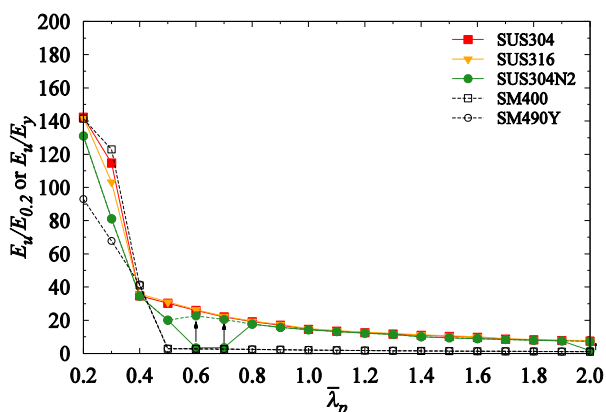


(a) オーステナイト系ステンレス鋼

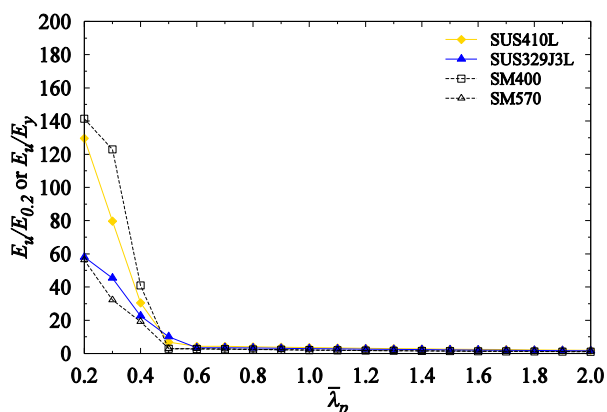


(b) フェライト系および二相系ステンレス鋼

図15 両振り定振幅負荷を与えた場合の極限圧縮強度時のエネルギー吸収能と幅厚比パラメータの関係



(a) オーステナイト系ステンレス鋼



(b) フェライト系および二相系ステンレス鋼

図16 片振り定振幅負荷を与えた場合の極限圧縮強度時のエネルギー吸収能と幅厚比パラメータの関係

図 15 および図 16 は、両振り定振幅負荷(図 3(a))および片振り定振幅負荷(図 3(b))を与えた場合について、表 3 と図 11 および表 4 と図 12 で示した極限圧縮強度時のエネルギー吸収能と幅厚比パラメータの関係を示す。両図の縦軸は、数値計算により得られた荷重と変位の関係で囲まれる面積から算出した極限圧縮強度時の吸収エネルギー E_u を、0.2%耐力時の吸収エネルギー $E_{0.2}$ または降伏応力時の吸収エネルギー E_y で無次元化した値を表す。

図 15 より、 $\bar{\lambda}_p \geq 1.3$ のオーステナイト系およびフェライト系、二相系ステンレス鋼のエネルギー吸収能は、比較した炭素鋼に比べて、平均で約 14 倍および約 9 倍の大きさとなることがわかる。これらのエネルギー吸収能の差は、表 3 で示したように、 $\bar{\lambda}_p \geq 1.3$ の炭素鋼が $n=1$ の場合に極限圧縮強度を得るためである。ここで、 $\bar{\lambda}_p=0.4$ の SUS329J3L、 $\bar{\lambda}_p=0.3, 0.4$ の SM400、 $\bar{\lambda}_p=0.4, 0.5$ の SM570 のエネルギー吸収能については、前述したように、最大で約 1%未満および平均で約 0.5%未満の差を無視し、極限圧縮強度の発生を $n=5$ とした場合、同図中の矢印で示す結果となる。

図 16(a)より、 $\bar{\lambda}_p=0.6, 0.7, 2.0$ の SUS304N2 を除く $\bar{\lambda}_p \geq 0.5$ のオーステナイト系ステンレス鋼のエネルギー吸収能は、比較した炭素鋼に比べて、平均で約 7 から 8 倍の大きさとなることがわかる。これは、対象としたオーステナイト系ステンレス鋼が比較した炭素鋼に比べて低降伏比を示すことから、塑性化の進行に伴う応力上昇により、表 4 で示した振幅倍率が增大するためである。ここで、 $\bar{\lambda}_p=0.6, 0.7, 2.0$ の SUS304N2 のエネルギー吸収能については、前述したように、最大で約 1%未満および平均で約 0.5%未満の差を無視し、極限圧縮強度の発生を $n=3$ とした場合、同図(a)中の矢印で示す結果となる。また、図 16(b)より、 $\bar{\lambda}_p \geq 0.5$ のフェライト系および二相系ステンレス鋼のエネルギー吸収能は、比較した炭素鋼に比べて、平均で約 1.8 倍および約 1.5 倍の大きさとなることがわかる。なお、 $\bar{\lambda}_p \leq 0.4$ のステンレス鋼のエネルギー吸収能については、表 5 で示したステンレス鋼と炭素鋼のサイクル数の違いから、SUS304、SUS316 および SUS410L が SM400 に比べて同等以下、 $\bar{\lambda}_p=0.2, 0.3$ の SUS304N2 および SUS329J3L が SM490Y および SM570 に比べて最大で約 40%大きくなることがわかる。

4. 極限圧縮強度評価式

ここでは、3.3 で示した数値計算結果に基づき、片振り定振幅負荷の準静的負荷を受ける周辺単純支持板の極限圧縮強度評価式を提案する。既に、静的負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の終局圧縮強度評価式は、宮寄ら⁷⁾が式(6)で提案している。

表 6 式(7)に含まれる定数

分類	A	B	C	D	E
オーステナイト系	1.34	-1.06	1.55	0.52	0.71
フェライト系	1.18	-0.65	1.31	0.48	0.68
二相系	1.24	-0.70	1.38	0.54	0.71
ステンレス鋼	1.18	-0.57	1.30	0.52	0.70
炭素鋼	1.09	-0.33	1.16	0.48	0.67

$$\frac{N_u}{N_{0.2}} = \left(\frac{0.482}{\bar{\lambda}_p} \right)^{0.690} \leq 1.0 \quad (6)$$

ここで、 $N_u/N_{0.2}$ は終局圧縮強度を表す。本研究では、準静的負荷を受ける周辺単純支持板について、ステンレス鋼のひずみ硬化特性を有効に活用するための評価法として、式(7)に示す極限圧縮強度評価式を提案する。

$$\frac{P_u}{P_{0.2}} = \begin{cases} A & (\bar{\lambda}_p \leq 0.2) \\ B\bar{\lambda}_p + C & (0.2 < \bar{\lambda}_p < D) \\ \left(\frac{D}{\bar{\lambda}_p} \right)^E & (D \leq \bar{\lambda}_p) \end{cases} \quad (7)$$

ここで、 $P_u/P_{0.2}$ は極限圧縮強度を、 A, B, C, D, E は定数を表す。なお、炭素鋼の場合は、式(7)中の $P_{0.2}$ を P_y に置換する。表 6 は、式(7)に含まれる定数を示す。これらの値は、3.3 の数値計算結果から最小二乗法により決定した。本研究で対象としている準静的負荷を受ける場合、幅厚比パラメータの小さい板では、塑性化による強度上昇が期待できる。そのため、提案する式(7)では、第 2 領域にて板の降伏強度以上となる極限圧縮強度とし、第 1 領域にて本研究の対象範囲外とした $\bar{\lambda}_p < 0.2$ の値を一定とした。

図 17 は、本研究で提案する極限圧縮強度曲線と図 12 で示した片振り定振幅負荷を与えた場合の数値計算結果をまとめて示す。また、同図には、提案するステンレス鋼および炭素鋼の極限圧縮強度曲線の比較として、式(6)で示した終局強度曲線⁷⁾、福本ら¹⁴⁾による終局強度曲線、鋼・合成構造標準示方書¹⁵⁾に規定される終局強度曲線、道路橋示方書¹²⁾に規定される終局強度曲線、弾性座屈曲線を示す。同図の縦軸は、極限圧縮強度 $P_u/P_{0.2}$ または P_u/P_y 、終局強度 $N_u/N_{0.2}$ または N_u/N_y を表す。

図 17(a)および(b)より、板の塑性化が十分に進行する $\bar{\lambda}_p \leq 0.4$ のステンレス鋼は、フェライト系、二相系、オーステナイト系の順に極限圧縮強度が大きくなることがわかる。また、系によらずステンレス鋼で統一した極限圧縮強度曲線は、SUS410L の下限値に基づき評価した $\bar{\lambda}_p \leq 0.4$ の範囲でオーステナイト系および二相系ステンレス鋼を

安全側に評価し、設計強度評価の観点から妥当であると判断する。つぎに、同図(c)より、炭素鋼の極限圧縮強度曲線は、 $\bar{\lambda}_p \geq 0.4$ の範囲で対象とした炭素鋼の数値計算結果と良好な一致を示している。なお、 $\bar{\lambda}_p \leq 0.3$ の範囲では、SM570 の下限値に基づく強度評価のため、SM400 および SM490Y の極限圧縮強度が安全側の評価となっている。さらに、同図(d)より、本研究で提案するステンレス鋼の極限圧縮強度曲線は、幅厚比パラメータの変化によらず、炭素鋼のそれに比べて大きくなるがわかる。特に、ステンレス鋼のひずみ硬化特性が顕著に現れる範囲では、その差が大きくなる。また、ステンレス鋼または幅厚比パラメータが 0.5 付近を除く炭素鋼の極限圧縮強度曲線は、宮寄ら⁷⁾が提案したステンレス鋼の終局強度曲線または福本ら¹⁴⁾が提案した炭素鋼の終局強度曲線に比べて大きくなるがわかる。これは、準静的負荷を受ける周辺単純支持板が、そのひずみ硬化特性を有効に活用できることを示す結果である。そして、炭素鋼の極限圧縮強度曲線は、鋼・合成構造標準示方書¹⁵⁾の終局強度曲線に比べて、降伏強度以下の範囲で安全側に評価していることがわかる。

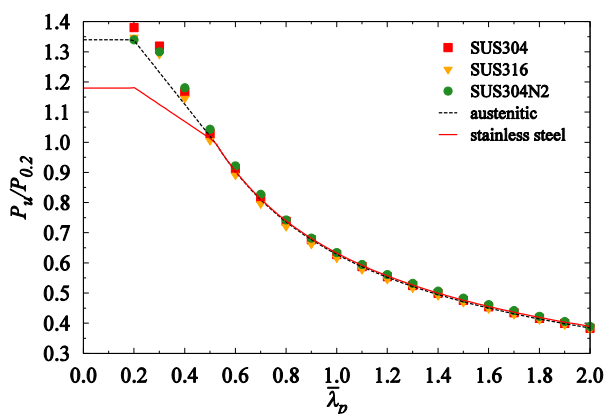
以上で示した極限圧縮強度評価式は、本研究で対象とした鋼種および特定の構成則を用いたものである。そのため、今後は、材料試験等による詳細な構成則の導入と

ともに、材料データを多く取り入れることで式(7)中のパラメータをより精度良く評価できる形に更新していく必要がある。

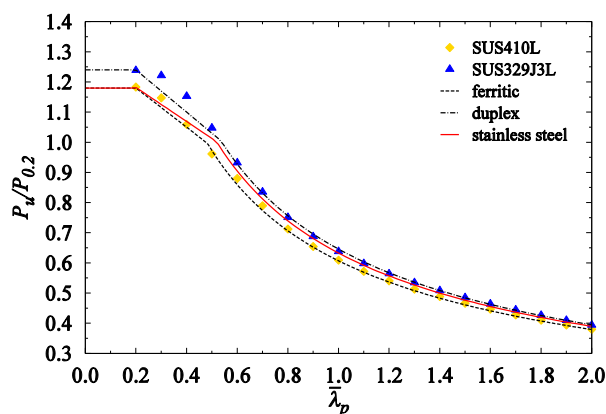
5. おわりに

本研究では、単軸面内準静的負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の強度特性を、材料強度が同程度である構造用炭素鋼板と比較しながら明らかにした。また、単軸面内準静的負荷を受ける周辺単純支持板の極限圧縮強度評価法を提案した。以下では、本研究で得られた内容をまとめる。

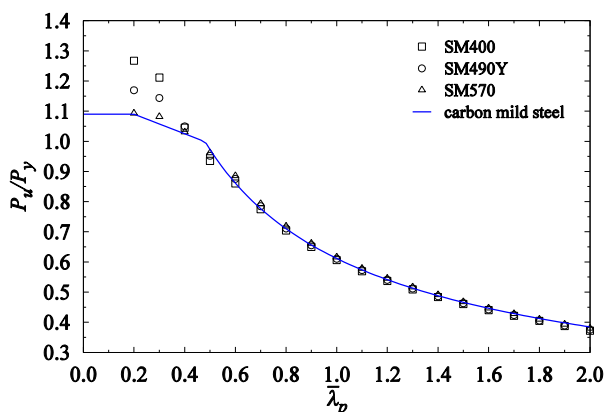
- (1) 準静的負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の強度特性は、比較した炭素鋼に比べて、仮定する硬化則の違いによる変化が大きくなる。
- (2) 振幅倍率を 5 とした準静的負荷を受ける等方硬化則を仮定した SUS304 および SM400 製周辺単純支持板の最大圧縮変位時の荷重変化率は、複合硬化則を仮定した場合に比べて、両振り定振幅負荷を与えた場合に最大差の平均で約 31% および約 25%、片振り定振幅負荷を与えた場合に最大差の平均で約 20% および約 11% 大きくなる。
- (3) 振幅倍率を 5 とした準静的負荷を受ける移動硬化則



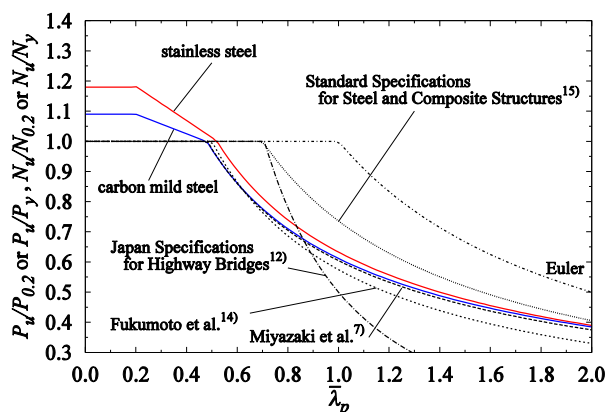
(a) オーステナイト系ステンレス鋼



(b) フェライト系および二相系ステンレス鋼



(c) 炭素鋼



(d) 既往の耐荷力曲線との比較

図 17 極限圧縮強度曲線

を仮定した SUS304 および SM400 製周辺単純支持板の最大圧縮変位時の荷重変化率は、複合硬化則を仮定した場合に比べて、両振り定振幅負荷を与えた場合に最大差の平均で約 50%および約 13%、片振り定振幅負荷を与えた場合に最大差の平均で約 33%および約 15%小さくなる。

- (4) 両振り定振幅負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の極限圧縮強度は、一部の結果を除き、幅厚比パラメータの変化によらず、振幅倍率の増大に伴い大きくなる。
- (5) 幅厚比パラメータが 0.5 以上の片振り定振幅負荷を受けるオーステナイト系ステンレス鋼周辺単純支持板の極限圧縮強度の最大値は、平均で約 0.5%の差を無視すると、振幅倍率を 3 とした場合に得られる。
- (6) 両振り定振幅負荷を受ける周辺単純支持板の極限圧縮強度は、片振り定振幅負荷を受ける場合に比べて、平均で約 13%大きくなる。
- (7) 幅厚比パラメータが 0.3 以下の SUS410L を除く片振り定振幅負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の極限圧縮強度は、比較した炭素鋼に比べて、同等以上の大きさとなる。
- (8) 幅厚比パラメータが 0.5 以上の片振り定振幅負荷を受けるステンレス鋼周辺単純支持板の極限圧縮強度時の累積変位は、比較した炭素鋼に比べて、平均で約 7 から 10 倍の大きさとなる。
- (9) 幅厚比パラメータが 0.5 以上の片振り定振幅負荷を受けるオーステナイト系ステンレス鋼周辺単純支持板の極限圧縮強度時の面外たわみは、比較した炭素鋼に比べて、平均で約 1.3 倍の大きさとなる。
- (10) 幅厚比パラメータが 0.5 以上の片振り定振幅負荷を受けるオーステナイト系ステンレス鋼周辺単純支持板の極限圧縮強度時のエネルギー吸収能は、比較した炭素鋼に比べて、平均で約 7 から 8 倍の大きさとなる。
- (11) 片振り定振幅の準静的負荷を受けるステンレス鋼および炭素鋼周辺単純支持板の極限圧縮強度評価式を提案した。

参考文献

- 1) ステンレス建築構造設計基準作成委員会：ステンレス建設構造設計基準・同解説(第 2 版)，ステンレス建築協会，1995。
- 2) 松下裕明，岩田節雄，有住康則，矢吹哲哉：ステンレ

ス鋼板を普通鋼で補剛したハイブリッド補剛板の軸圧縮耐力特性，構造工学論文集，Vol.49A,pp.833-844,2003。

- 3) 松下裕明，矢吹哲哉，有住康則，岩田節雄：ステンレス鋼を用いた I 形断面桁腹板のせん断耐力に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.50A,pp.799-808,2004。
- 4) 松下裕明，矢吹哲哉，有住康則，岩田節雄：せん断を受けるステンレス鋼板の耐力特性，構造工学論文集，Vol.52A,pp.865-874,2006。
- 5) 松下裕明，矢吹哲哉，有住康則，下里哲弘：ステンレス鋼—構造用鋼ハイブリッド圧縮補剛板の耐力評価，土木学会論文集 A1(構造・地震工学)，Vol.69,No.1,pp.121-132,2013。
- 6) 三好崇夫，宮寄靖大，奈良敬：二相系ステンレス鋼板の極限圧縮強度特性，構造工学論文集，Vol.55A,pp.80-91,2009。
- 7) 宮寄靖大，奈良敬：無補剛ステンレス鋼圧縮板の座屈照査法，構造工学論文集，Vol.56A,pp.122-134,2010。
- 8) 宮寄靖大，奈良敬：面内純曲げを受けるステンレス鋼板の強度特性，鋼構造年次論文報告集，第 20 巻，pp.261-268,2012。
- 9) MSC.Software Co.:Marc User's Guide, MSC.Software Corporation, 2010。
- 10) 奈良敬，出口恭司，小松定夫：ひずみ硬化を考慮した圧縮板の極限強度に関する研究，構造工学論文集，Vol.33A,pp.141-150,1987。
- 11) 宮寄靖大，奈良敬，小野潔，三好崇夫，森省吾：高性能鋼材の塑性履歴特性と構成式，構造工学論文集 Vol.53A,pp.25-32,2007。
- 12) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編・II 鋼橋編，丸善，2012。
- 13) 後藤芳顕，松岡宏典，王慶雲，鳥羽保行：圧縮板の塑性座屈モードの局所化と変形能の低下，土木学会論文集，No.513/I-31,pp.39-51,1995。
- 14) 福本湧士(代表者)：鋼骨組構造物の極限強度の統一評価に関する総合的研究，平成元年度科学研究費(総合研究 A)研究成果報告書(課題番号：62302040),1990。
- 15) 土木学会鋼構造委員会：鋼・合成構造標準示方書 総則編・構造計画編・設計編，土木学会，2007。

(2014 年 9 月 24 日受付)

(2015 年 2 月 1 日受理)