

材料と強度が異なる断面構成とした圧縮単リブ補剛板の強度特性
Strength Behavior of Compressive Plate with One Stiffener
that Cross-Section made of Different Material and Strength

○井比 亨* 宮崎 靖大** 奈良 敬***
Toru IBI Yasuhiro MIYAZAKI Satoshi NARA

ABSTRACT The stainless steels have high corrosion resistance than the carbon mild steels. This paper investigates the compressive strength behavior of stainless steel stiffened plate by numerical analysis. First, the cross-sectional constitutions of these stiffened plates defined a plate and a stiffener as four pattern; (a) simple material of the stainless steel or the carbon steel, (b) material hybrid (using the stainless steel and the carbon steel), (c) strength hybrid (using simple material), (d) dual hybrid (material and strength hybrid). And then, the stiffened plates made of stainless steel stiffener and carbon steel plate have higher compressive strength behavior than they made of all carbon steel.

Keywords: ステンレス鋼, 圧縮単リブ補剛板, 高強度補剛材, 終局圧縮強度
*stainless steel, compressive single stiffened plate,
high-strength stiffener, ultimate compressive strength*

1. はじめに

ステンレス鋼は一般的な構造用炭素鋼に比べて優れた耐食性およびひずみ硬化特性を有する。そのため、ステンレス鋼を土木構造物の主部材に活用することは、従来の炭素鋼製構造物に比べて耐久性向上およびライフサイクルコストの低減を図ることが可能となる。

我が国の土木分野においては、ステンレス鋼を橋梁主部材に適用するための研究が進められている¹⁾⁷⁾。ステンレス鋼補剛板を対象とした実験による研究^{1),2)}では、材料を SUS304N2A および SM490Y のみとしてその圧縮強度特性を調べている。一方、従来から使用され続けている炭素鋼製補剛板については、様々な条件下での強度特性を実験および数値計算⁸⁾⁻¹⁰⁾により調べられているものの、補剛材として板パネルに比べて高強度な

材料を使用した補剛板の強度特性を詳細に調べた研究例¹⁰⁾が殆ど見られない。

そこで本研究では、3系5種類のステンレス鋼および3種類の構造用炭素鋼で構成される単リブ補剛板の圧縮強度特性を数値計算¹¹⁾により明らかにする。本研究で対象とする補剛板は、補剛板を構成する板パネルと補剛材について、a.強度が同程度かつ材料(ステンレス鋼と炭素鋼)が異なる構成とした材料面でのハイブリッド、b.強度が異なりかつ材料が同種の構成とした強度面でのハイブリッド、c.強度が異なりかつ材料が異なる構成としたデュアルハイブリッドである。このような断面構成が異なる単リブ補剛板の圧縮強度特性は、ステンレス鋼または炭素鋼のみで構成される単一材料の補剛板の圧縮強度特性と比較することで明らかにする。

*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) 準会員

***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) 第2種正会員

2. 数值計算法

2.1 対象材料およびその応力ひずみ関係

本研究で対象とするステンレス鋼は、オーステナイト系(SUS304, SUS316およびSUS304N2), フェライト系(SUS410L), 二相系(SUS329J3L)の5鋼種である。また、対象とする炭素鋼は、5鋼種のステンレス鋼とJIS規格において同程度の材料強度を有するSM400(SUS304, SUS316, SUS410Lと同程度), SM490Y(SUS304N2と同程度), SM570(SUS329J3Lと同程度)の3鋼種である。表1は、対象材料の機械的性質を示す^{4),12)}。同表中の記号は、 μ がポアソン比を、 E がヤング係数を、 $\sigma_{0.2}$ および σ_y が0.2%耐力および降伏応力を、 $\sigma_{0.01}$ が0.01%耐力を意味する。図1は、既往の材料試験結果⁴⁾により得られたこれら材料の応力ひずみ関係を示している。同図より、ステンレス鋼は、炭素鋼に見られる明確な降伏棚を持たず、初期弾性域から連続的に応力が上昇するラウンドハウス型の応力ひずみ関係を有することがわかる。なお、数値計算では、同図の応力ひずみ関係に基づき、塑性開始点がステンレス鋼で0.01%耐力点、炭素鋼で降伏応力点とする応力塑性ひずみ関係によるマルチリニア型の近似直線を採用する。

2.2 圧縮単リブ補剛板の数値計算モデル

図 2 は、単軸面内圧縮負荷を受ける 1 本の縦補剛材を有する単リブ連続補剛板を示す。また、対象とする補剛板の板パネルは、無載荷辺を単純支持とする。そして、このような補剛板の形状は、著者ら¹³⁾がこれまでに明らかにした結果に基づき、縦横比 α (a/b)を終局圧縮強度が最小となる 0.5 とし、板パネルの板厚 t は、式(1)で示す幅厚比パラメータ $\bar{\lambda}_p$ を 0.3 から 1.5 まで 0.2 刻みで変化させて決定する。

$$\bar{\lambda}_p = \frac{b_l}{t} \sqrt{\frac{\sigma_F}{E} \frac{12(1-\mu^2)}{\pi^2 k}} \quad (1)$$

ここで、 σ_F は材料強度であり(ステンレス鋼では $\sigma_{0.2}$ 、炭素鋼では σ_y)、 b_l は縦補剛材間隔を、 k は座屈係数(=4)を意味する。つぎに、補剛材については、式(2)で算出される縦補剛材剛比 γ_l を、道路橋示方書¹⁴⁾にて定義される縦補剛材の必要剛比 $\gamma_{l\text{-req}}$ と等しくなるように設定する。なお、縦補剛材の必要剛比¹⁴⁾については、ステンレス鋼に関する規定が確認されていないが、本研究では設計の初期段階として従来の必要剛比を採用している。

$$\gamma_l = \left(\frac{t_r h_r^3}{3} \right) / \frac{b t^3}{11} \quad (2)$$

ここで、 t_r は縦補剛材の板厚を、 h_r は縦補剛材の高さを意味する。また、縦補剛材の幅厚比 h_r/t_r については、局部座屈の防止のために7と設定し、 t_r および h_r を決定する⁹⁾。そして、連続補剛板の横補剛材については、十分に剛であると仮定し、横補剛材部分を単純支持とする。さらに、単リブ補剛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

表 1 対象材料の機械的性質 ^{4),12)}

鋼種	μ	E (GPa)	$\sigma_{0.2}$ or σ_y (MPa)	$\sigma_{0.01}$ (MPa)
SUS304	0.3	157	261	146
SUS316	0.3	174	254	162
SUS304N2	0.3	173	402	253
SUS410L	0.3	199	350	241
SUS329J3L	0.3	202	533	346
SM400	0.3	200	249	—
SM490Y	0.3	200	388	—
SM570	0.3	206	504	—

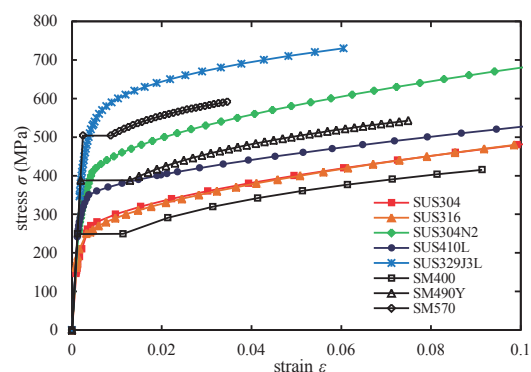


図1 対象材料の応力ひずみ関係^{4),12)}

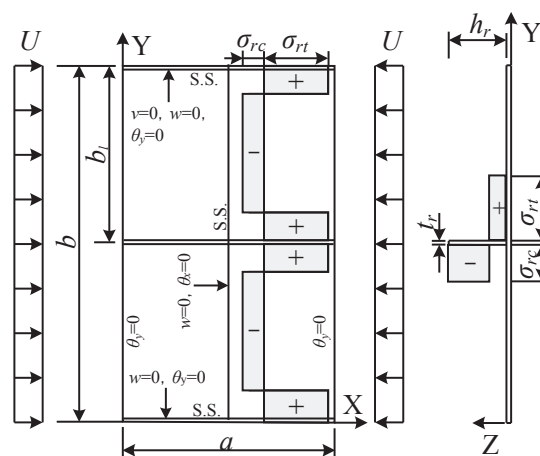


図2 単軸面内圧縮負荷を受ける単リブ補剛板

表 2 単リブ補剛板の断面構成

モデル名	板パネル	補剛材	クラス	モデル名	板パネル	補剛材	クラス
304-304	SUS304		Simp	316-N2	SUS316	SUS304N2	S1H
316-316	SUS316		Simp	N2-J3L	SUS304N2	SUS329J3L	S1H
N2-N2	SUS304N2		Simp	410L-N2	SUS410L	SUS304N2	S1H
410L-410L	SUS410L		Simp	SM40-SM49Y	SM400	SM490Y	S1H
J3L-J3L	SUS329J3L		Simp	SM49Y-SM57	SM490Y	SM570	S1H
SM40-SM40	SM400		Simp	304-J3L	SUS304	SUS329J3L	S2H
SM49Y-SM49Y	SM490Y		Simp	316-J3L	SUS316	SUS329J3L	S2H
SM57-SM57	SM570		Simp	410L-J3L	SUS410L	SUS329J3L	S2H
304-SM40	SUS304	SM400	MH	SM40-SM57	SM400	SM570	S2H
SM40-304	SM400	SUS304	MH	304-SM49Y	SUS304	SM490Y	D1
316-SM40	SUS316	SM400	MH	316-SM49Y	SUS316	SM490Y	D1
SM40-316	SM400	SUS316	MH	N2-SM57	SUS304N2	SM570	D1
N2-SM49Y	SUS304N2	SM490Y	MH	410L-SM49Y	SUS410L	SM490Y	D1
SM49Y-N2	SM490Y	SUS304N2	MH	SM40-N2	SM400	SUS304N2	D1
410L-SM40	SUS410L	SM400	MH	SM49Y-J3L	SM490Y	SUS329J3L	D1
SM40-410L	SM400	SUS410L	MH	304-SM57	SUS304	SM570	D2
J3L-SM57	SUS329J3L	SM570	MH	316-SM57	SUS316	SM570	D2
SM57-J3L	SM570	SUS329J3L	MH	410L-SM57	SUS410L	SM570	D2
304-N2	SUS304	SUS304N2	S1H	SM40-J3L	SM400	SUS329J3L	D2

すように、自己平衡を保つ矩形分布とし、式(3)で示す圧縮応力および引張応力の大きさで与える。

$$\begin{aligned}\sigma_{rc} &= -0.3(\sigma_{0.2} \text{ or } \sigma_y) \\ \sigma_{rt} &= \sigma_{0.2} \text{ or } \sigma_y\end{aligned}\quad (3)$$

また、初期たわみは、式(4)で与える。

$$w_0 = \delta_0 \cos\left(\frac{\pi x}{a}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{b}\right) + w_{10} \cos\left(\frac{3\pi x}{a}\right) \sin\left(\frac{\pi y}{b_l}\right) \quad (4)$$

ここで、 δ_0 および w_{10} は、道路橋示方書¹⁴⁾で規定される制限値とし、 $a/1000$ および $b_l/150$ とする。

表 2 は、本研究で対象とする単リブ補剛板の断面構成を示す。同表中のモデル名の記号は、板パネルおよび補剛材の順に、断面を構成する材料を表している。例えば、304-SM40 の場合、板パネルが SUS304、補剛材が SM400 となる。また、同表中のクラスは、補剛板の断面構成であり、Simp が補剛板全体を単一材料の場合、MH が材料面のハイブリッドの場合、S1H および S2H が補剛材の強度を板パネルの強度より 1 クラスおよび 2 クラス大きくした強度面でのハイブリッドの場合、D1 および D2 が材料面のハイブリッドかつ補剛材の強度を 1 クラスおよび 2 クラス大きくしたデュアルハイブリッドの場合を意味している。

このように決定した補剛板の数値計算モデルは、対象とする単リブ補剛板の全領域を 8 節点アイソパラメトリックシェル要素により有限要素離散化

を行う。また、対象領域の板パネルの X 方向×Y 方向を 10×16 分割、補剛材の X 方向×Z 方向を 10×3 分割とする。そして、同モデルの境界条件として、図 2 中の Y=b の辺の板パネルおよび補剛材における全節点に、X 軸方向の強制変位を与える。さらに、数値計算では、大変形大ひずみを仮定し、Von Mises の降伏条件および等方硬化則に従う材料として仮定する。なお、これらの数値計算は、汎用非線形有限要素解析プログラム MARC¹¹⁾を使用する。

2.3 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の検証は、松下ら¹⁾によるステンレス鋼製(SUS304N2A)単リブ補剛板の実験結果との比較により行う。ここで、数値計算に用いる応力ひずみ関係、材料特性値および初期不整については、既往の研究¹⁾と同様の条件としている。

図 3 は、松下ら¹⁾による実験結果および本研究で使用する数値計算により得られた SUS304N2A 製単リブ補剛板の荷重と変位の関係を表す。同図の縦軸は、既往の実験¹⁾および本研究の数値計算により得られた荷重 P を降伏荷重 P_y により無次元化した値を、横軸は既往の実験¹⁾および本研究の数値計算で与えた圧縮変位 δ を無載荷辺長 a_0 で除した平均ひずみ(%)を表している。同図より、実線

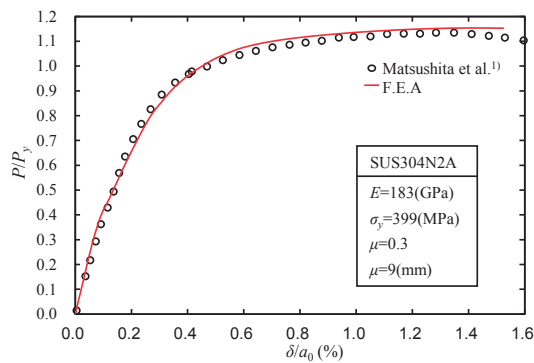


図3 数値計算法の妥当性の検証

で表す本研究に用いる数値計算結果は、点で表す既往の実験により得られた荷重と変位の関係とほぼ一致していることがわかる。また、本数値計算により得られた終局圧縮強度は、既往の実験結果に比べて約1.4%の誤差となる。よって、本研究で使用する数値計算法は、十分な精度で実験結果を再現できると判断し、以降の単リブ補剛板の圧縮強度特性を述べる。

3. 単リブ補剛板の圧縮強度特性

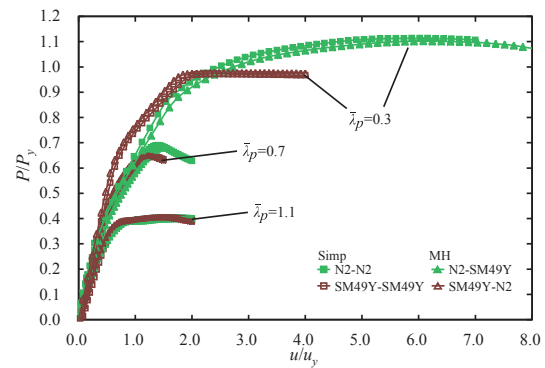
3.1 荷重と変位の関係

図4は、幅厚比パラメータ $\bar{\lambda}_p$ が0.3, 0.7および1.1の場合の補剛板における荷重と変位の関係を表す。同図の縦軸は、数値計算により得られた荷重 P を式(5)で定義する降伏荷重 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 を式(6)で定義する降伏変位 u_y で無次元化した値を表す。

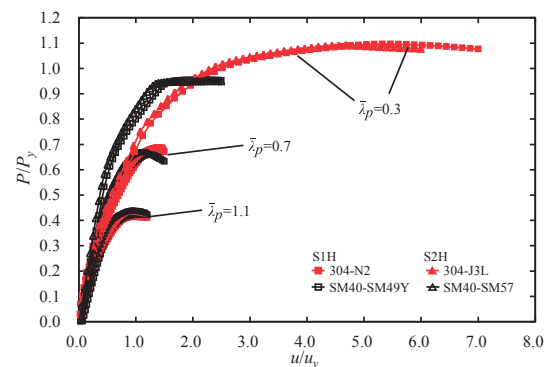
$$P_y = A_p \sigma_{yp} + A_s \sigma_{ys} \quad (5)$$

$$u_y = \left(\frac{\sigma_{yp}}{E_p} + \frac{\sigma_{ys}}{E_s} \right) a/2 \quad (6)$$

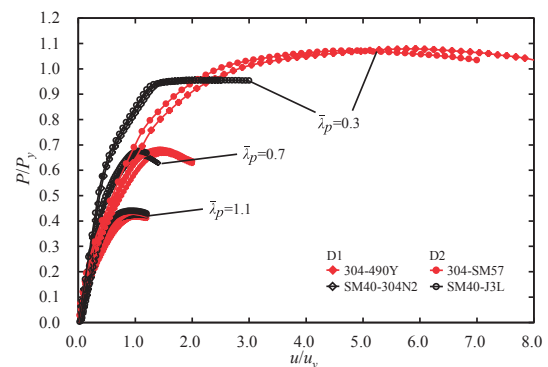
ここで、 A_p 、 σ_{yp} および E_p は板パネルの断面積、降伏応力(0.2%耐力)およびヤング係数を、 A_s 、 σ_{ys} および E_s は補剛材の断面積、降伏応力(0.2%耐力)およびヤング係数を意味する。同図(a)より、荷重と変位の関係は、板パネルがステンレス鋼または炭素鋼により傾向が異なることがわかる。これは、断面占有率が大きい板パネルにステンレス鋼または炭素鋼を用いることで、それぞれの材料特性が、補剛板全体に影響を及ぼすためである。また、同図(b)および(c)に示す荷重と変位の関係は、同図(a)と同様の傾向が現れていることがわかる。したがって、本研究で対象とした単リブ補剛板の荷重と変位の関係は、板パネルに用いる材料特性に依存



(a) Simp または MH クラス



(b) SnH クラス



(c) Dn クラス

図4 補剛板の荷重と変位の関係

することがわかる。

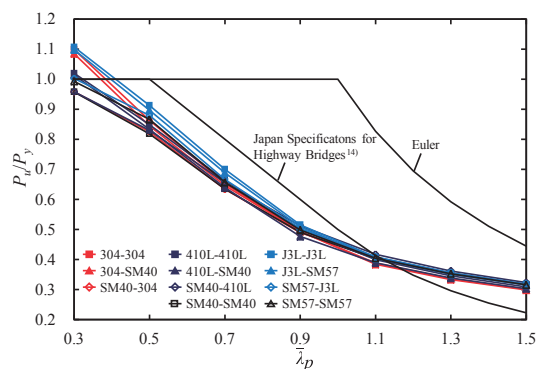
3.2 終局圧縮強度

図5および図6は、対象とした補剛板の終局圧縮強度と幅厚比パラメータの関係および単一材料で構成される補剛板(Simp)に対する各補剛板の終局圧縮強度比を表す。まず、図5の縦軸は、数値計算により得られた終局圧縮強度 P_u を降伏荷重 P_y で無次元化した値を示す。また、同図中には、比較として Simp(炭素鋼)クラスの数値計算結果、補剛板の耐力力曲線¹⁴⁾および Euler 曲線を示す。

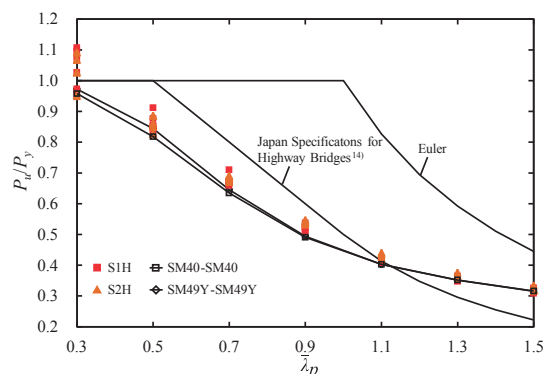
つぎに、図6の縦軸は、同図(a)がSimp(ステンレス鋼)クラス、MHクラスの無次元化した終局圧縮強度を、同程度の強度を持つSimp(炭素鋼)クラスの無次元化した終局圧縮強度で除した値を、同図(b)または(c)がS1H, S2H, D1およびD2クラスの無次元化した終局圧縮強度を、それらの板パネルと同じ材料のSimp(ステンレス鋼または炭素鋼)クラスの無次元化した終局圧縮強度で除した値を表す。

図5(a)および図6(a)の板パネルをステンレス鋼

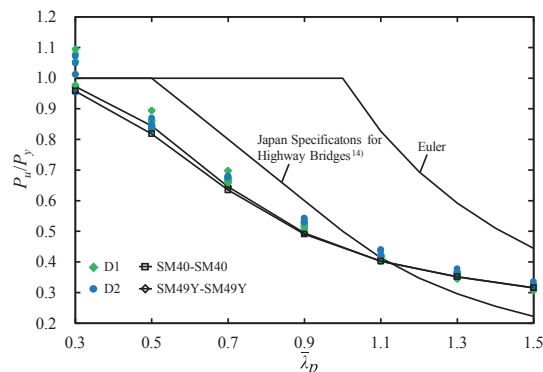
とした補剛板の場合についてみると、 $\bar{\lambda}_p = 0.3$ の補剛板の終局圧縮強度は、同程度の材料強度を有する炭素鋼のみの補剛板に比べて、304-304および304-SM40で約15%および約13%, 410L-410Lおよび410L-SM40で約6%, J3L-J3LおよびJ3L-SM57で約12%および約11%大きくなることわかる。これは、塑性化が十分に進行した後に終局圧縮強度に達する補剛板の板パネルにステンレス鋼を使用することで、ひずみ硬化による応力上昇が炭素鋼のそれに比べて大きくなることによ



(a) Simp または MH クラス

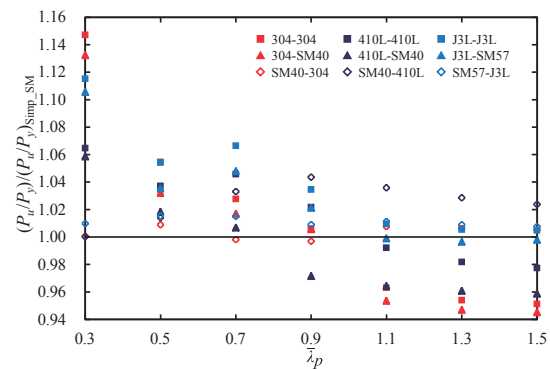


(b) SnH クラス

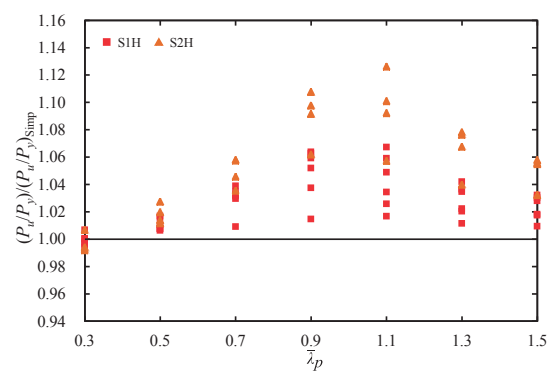


(c) Dn クラス

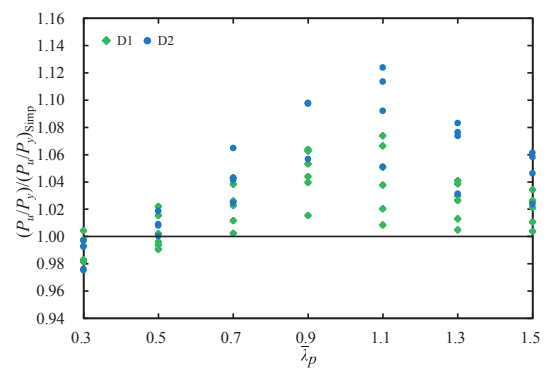
図5 終局圧縮強度と幅厚比パラメータの関係



(a) Simp または MH クラス



(b) SnH クラス



(c) Dn クラス

図6 単一材料に対する終局圧縮強度比

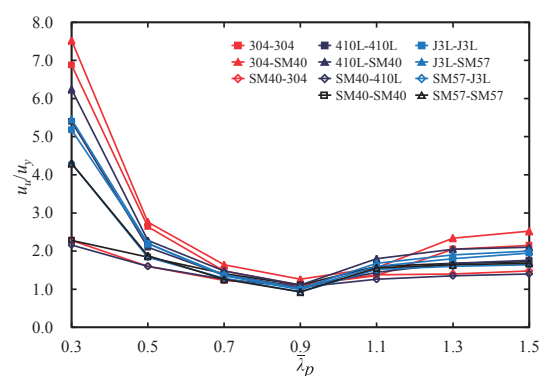
る。そして、 $\bar{\lambda}_p = 1.1$ 以上の場合、304-304 および 304-SM40 の終局圧縮強度は、SM40-SM40 に比べて最大約 5%小さくなることがわかる。これは、 $\bar{\lambda}_p$ が大きい場合、補剛板が部分的に塑性化することから、SUS304 の 0.01%耐力点から 0.2%耐力までの応力勾配が比較した炭素鋼に比べて小さいことによる。また、SM40-304、SM40-410L および SM57-J3L の全ての $\bar{\lambda}_p$ における終局圧縮強度は、同程度の強度を持つ炭素鋼のみの補剛板に比べて同程度以上となることわかる。なお、以降では、鋼種の違いによる傾向の差が見られなかったため、断面構成のクラスに基づいて述べることにする。

図 5(b), (c)および図 6(b), (c)より、 $\bar{\lambda}_p=0.9$ から 1.1 の場合の終局圧縮強度は、Simp クラスに比べて、S1H および D1 クラスで最大約 7%, S2H クラスで最大約 13%, D2 クラスで最大約 12%大きくなることわかる。これは、補剛材を板パネルに比べて高強度化することで、補剛板全体の強度が上昇することを意味している。さらに、S1H、S2H および D2 クラスの $\bar{\lambda}_p=0.5$ 以上、D1 クラスの $\bar{\lambda}_p=0.7$ 以上の全ての補剛板の終局圧縮強度は、Simp クラスに比べて等倍から約 1.13 倍大きくなることわかる。一方、 $\bar{\lambda}_p=0.3$ の場合、SnH および Dn クラスの補剛板の終局圧縮強度は、Simp クラスに比べてあまり差が見られないことわかる。これは、補剛材の塑性化が進行することにより、板パネルのみで圧縮負荷を受け持つ状態になるためである。

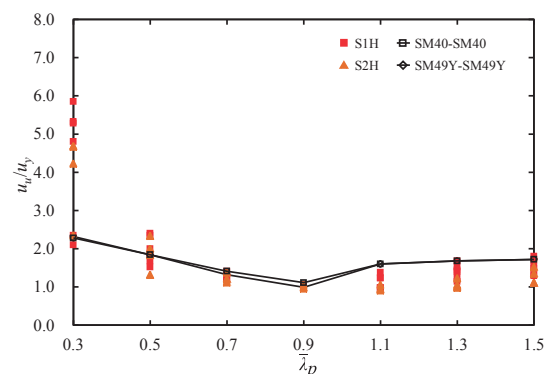
3.3 終局圧縮強度時の圧縮変位

図 7 は、対象とした補剛板の終局圧縮強度時の圧縮変位と幅厚比パラメータの関係を表す。同図の縦軸は、数値計算で与えた終局圧縮強度時の圧縮変位 u_u を降伏変位 u_y で無次元化した値を示す。まず、同図(a)の板パネルをステンレス鋼とした補剛板についてみると、 $\bar{\lambda}_p=0.3$ における補剛板の終局圧縮強度時の圧縮変位は、同程度の強度を持つ炭素鋼のみの補剛板に比べて、304-304 および 304-SM40 で約 3.0 倍および約 3.3 倍、410L-410L および 410L-SM40 で約 2.3 倍および約 2.7 倍、J3L-J3L および J3L-SM57 で約 1.2 倍および約 1.3 倍大きくなることわかる。これは、前述したように、板パネルをステンレス鋼とした補剛板の場合、ひずみの増加とともに応力が上昇する材料特性によるものである。さらに、板パネルを炭

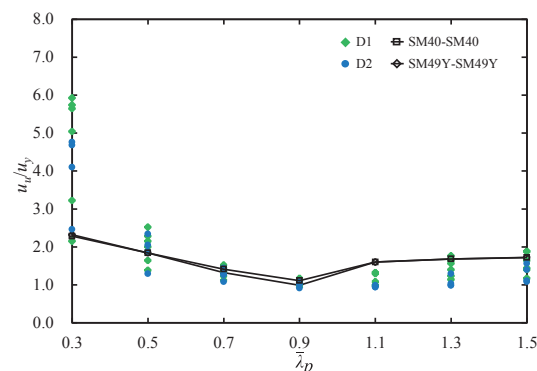
素鋼とした補剛板の場合、全ての $\bar{\lambda}_p$ における補剛板の終局圧縮強度時の圧縮変位の平均は、同程度の強度を有する炭素鋼のみの補剛板に比べて、SM40-304 で約 10%, SM40-410L で約 14%, SM57-J3L で約 1%小さくなることわかる。これより、補剛材がステンレス鋼かつ板パネルが炭素鋼である補剛板の終局圧縮強度時の圧縮変位は、炭素鋼のみの補剛板よりも小さくなることわかる。つぎに、同図(b)および(c)より、 $\bar{\lambda}_p=1.1$ 以上



(a) Simp または MH クラス



(b) S1H クラス



(c) Dn クラス

図 7 終局圧縮強度時の圧縮変位と幅厚比パラメータの関係

の場合、対象とする補剛板の終局圧縮強度時の圧縮変位は、板パネルと同じ材料の **Simp** クラスに比べて、**S1H** クラスで最大約 39%，**S2H** クラスで最大約 51%，**D1** クラスで最大約 33%，**D2** クラスで最大約 52%小さくなることわかる。また、全ての $\bar{\lambda}_p$ における補剛板の終局圧縮強度時の圧縮変位の平均は、**Simp** クラスに比べて、**S1H** クラスで約 14%，**D1** クラスで約 11%，**S2H** および **D2** クラスで約 23%小さくなることわかる。これは、補剛材に板パネルよりも高強度の材料を使用することで、圧縮負荷を受ける板パネルの変位を抑制することを意味している。なお、 $\bar{\lambda}_p$ が小さい場合の圧縮変位のばらつきは、板パネルに用いる材料(ステンレス鋼または炭素鋼)の違いによるものである。

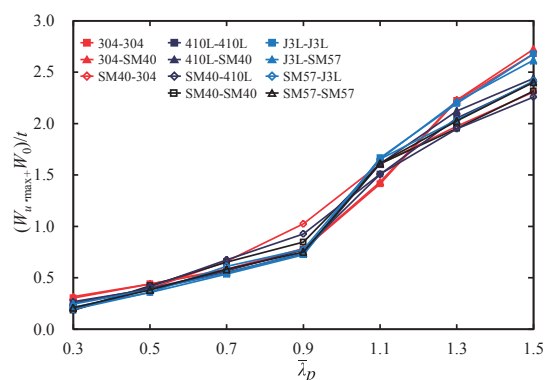
3.4 終局圧縮強度時の最大面外たわみ

図 8 は、対象とした補剛板の終局圧縮強度時の最大面外たわみと幅厚比パラメータの関係を表す。同図の縦軸は、終局圧縮強度時の板パネルの最大面外たわみ $W_{u,max}$ と最大面外たわみが発生した節点の初期たわみ W_0 を足し合わせた面外たわみ $(W_{u,max}+W_0)$ を板パネルの板厚 t で無次元化した値を示す。まず、同図(a)より、板パネルをステンレス鋼とした補剛板についてみると、 $\bar{\lambda}_p=0.3$ における補剛板の終局圧縮強度時の最大面外たわみは、同程度の強度を有する炭素鋼のみの補剛板に比べて、304-304 および 316-SM40 で約 66%および約 72%，410L-410L および 410L-SM40 で約 37%および約 44%大きくなることわかる。また、 $\bar{\lambda}_p=1.3$ 以上の場合、304-304、304-SM40 の最大面外たわみは、同程度の強度を持つ炭素鋼のみの補剛板に比べて、最大で約 18%大きくなることわかる。これは、SUS304 の剛性が比較した炭素鋼に比べて小さいことによる。さらに、板パネルを炭素鋼とした補剛板の場合、全ての $\bar{\lambda}_p$ における補剛板の終局圧縮強度時の最大面外たわみの平均は、同程度の強度を持つ炭素鋼のみの補剛板に比べて、SM40-410L および SM57-J3L で同程度となることわかる。つぎに、同図(b)および(c)より、 $\bar{\lambda}_p=1.1$ 以上の場合、対象とする補剛板の最大面外たわみの平均は、**Simp** クラスに比べて、**S1H** および **D1** クラスで約 7%，**S2H** クラスで約 12%，**D2** クラスで約 14%小さくなることわかる。これより、 $\bar{\lambda}_p$ が大きい場合、圧縮変位の結果と同様に高強度補剛材を使用することで、板パネルの面

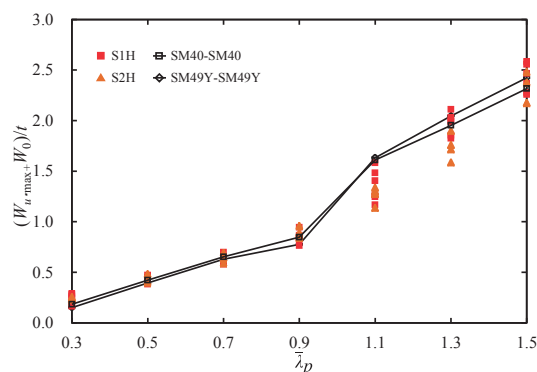
外たわみを抑制できることがわかる。

4. おわりに

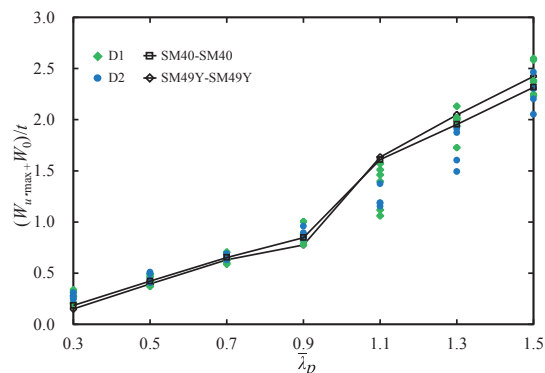
本研究では、ステンレス鋼および炭素鋼で構成される単リブ補剛板を対象に、その断面構成として、板パネルと補剛材を、a.材料が同じもの、b.強度が同程度かつ材料(ステンレス鋼と炭素鋼)が異なるもの、c.強度が異なりかつ材料が同じもの、d.強度が異なりかつ材料が異なるものについて、



(a) **Simp** または **MH** クラス



(b) **SnH** クラス



(c) **Dn** クラス

図 8 終局圧縮強度時の最大面外たわみと幅厚比パラメータの関係

圧縮強度特性を数値計算により明らかにした。本研究で得られた結果を以下にまとめる。

(全体的な傾向)

(1)対象とした単リブ補剛板の荷重と変位の関係は、板パネルに使用する材料に依存する。

(材料面でのハイブリッドの場合)

(2)板パネルがステンレス鋼である補剛板の終局圧縮強度は、同程度の強度を持つ炭素鋼のみの補剛板の強度の95%以上となる。

(3)板パネルが炭素鋼である補剛板における終局圧縮強度時の圧縮変位の平均は、同程度の強度を持つ炭素鋼のみの補剛板に比べて約1%から約14%小さくなる。

(4)板パネルがステンレス鋼である補剛板の終局圧縮強度時の最大面外たわみは、同程度の強度を持つ炭素鋼のみの補剛板の約0.85倍から約1.72倍となる。

(強度面でのハイブリッドおよびデュアルハイブリッドの場合)

(5) $\bar{\lambda}_p=0.9$ 以上の補剛板の終局圧縮強度は、補剛板全体がステンレス鋼または炭素鋼の単一材料で構成される補剛板に比べて同等以上となり、最大で約1.13倍大きくなる。

(6) $\bar{\lambda}_p=1.1$ 以上の補剛板の終局圧縮強度時の圧縮変位は、補剛板全体がステンレス鋼または炭素鋼の単一材料で構成される補剛板に比べて約5%から約52%小さくなる。

(7) $\bar{\lambda}_p=1.1$ 以上の補剛板の終局圧縮強度時の最大面外たわみの平均は、補剛板全体がステンレス鋼または炭素鋼の単一材料で構成される補剛板に比べて約7%から約14%小さくなる。

【参考文献】

- 1) 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.
- 2) 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, pp.121-132, 2013.
- 3) 有住康則, 矢吹哲哉, 下里哲弘, 池宮真人, 松下裕明: ステンレス鋼を用いた圧縮フランジ板の耐力評価, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.68-79, 2009.
- 4) 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.
- 5) 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.
- 6) 宮寄靖大, 奈良敬: ステンレス鋼板の面内純せん断強度特性および強度評価法, 鋼構造年次論文報告集, 第22巻, pp.72-78, 2014.
- 7) 加藤健太郎, 宮寄靖大, 奈良敬: 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, 構造工学論文集, Vol.61A, pp.49-61, 2015.
- 8) 小松定夫, 牛尾正之, 北田俊行: 補剛材を有する圧縮板の極限強度に関する実験的研究, 土木学会論文集, 第255号, pp.47-61, 1978.
- 9) 北田俊行, 中井博, 越智内士: 高張力鋼を用いた圧縮板・圧縮補剛板の終局強度に関する研究, 構造工学論文集, Vol.46A, pp.179-190, 2000.
- 10) 奈良敬, 小松定夫, 北田俊行: 連続補剛板の極限圧縮強度特性に関する研究, 土木学会論文集, 第392号, I-9, pp.273-280, 1988.
- 11) MSC. Software Co.: Marc User's Guide, MSC. Software Corporation, 2013.
- 12) 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.
- 13) 井比亨, 宮寄靖大, 奈良敬: 面内純圧縮負荷を受ける SUS410 および SM400 で構成される単リブ補剛板の強度特性, 平成26年度土木学会全国大会第69回年次学術講演会, I-142, CD-ROM, 2014.9.
- 14) 日本道路協会: 道路橋示方書(I 共通編・II 鋼橋編)・同解説, 丸善, 2012.