

部材両端をステンレス鋼とした鋼製部材の圧縮および曲げ強度評価法

The evaluation method for compressive and bending strength of steel member made of stainless steel at both ends

堀澤英太郎*, 宮崎靖大†
Eitaro Horisawa, Yasuhiro Miyazaki

*長岡工業高等専門学校, 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)

The stainless steels have higher corrosion resistance than the carbon mild steels. Therefore, the stainless steel structures are able to reduce their life cycle cost. In this study, the compressive and bending strength behavior of steel member made of stainless steel at both ends are clarified by numerical analysis. First, the influence of the change of the ratio of stainless steel at both ends for the entire member on the strength behaviors was investigated. The strength behaviors of these hybrid members are compared with the ones made of carbon steel. Finally, this paper proposed the strength evaluation method by comparing present design curves in several design standards.

Key Words: stainless steel, carbon mild steel, overall buckling, hybrid structure

キーワード: ステンレス鋼, 炭素鋼, 全体座屈, ハイブリッド構造

1. はじめに

現在の土木構造物の多くは, 供用開始から 50 年が経過し, これら構造物の維持管理に対する財政負担が増大している. このような構造物の一つである鋼橋の劣化要因の一つには, 鋼材の腐食があり, 土砂や雨水が滞留し易いトラス格点部, I 形断面梁の下フランジや腹板下部および桁端部にて多く確認されている¹⁾³⁾. これらの損傷箇所では, 再塗装や当て板補強, 部材の取り替えが施されている. 今後, 架け替えまたは新設される鋼橋は, このような劣化現象を防止するため, 従来に比べて耐食性に優れた材料を使用するなど, 構造物の高性能化が必要である.

ステンレス鋼⁴⁾は, Cr を 10.5% 以上含む合金鋼であり, 従来から土木構造物に用いられている炭素鋼に比べて優れた耐食性を示す. そのため, ステンレス鋼を厳しい腐食環境下にある構造物の材料に活用することで, 構造物の高耐久化およびこれに伴うライフサイクルコストの低減が期待できる⁵⁾. このようなステンレス鋼は, 既に鋼橋主部材としての使用実績がある⁶⁾. また, ステンレス鋼は, 多種多様であり, 環境に即した鋼種の利用により, 構造物の高性能化が図れる. このことから, 著者らは,

ステンレス鋼の材料特性を有効に活用した土木構造物の実現に向け, 研究を行ってきた⁷⁾⁹⁾. 一方, ステンレス鋼は, 構造用炭素鋼に比べて高価であるため, ステンレス鋼を構造物全体に用いた場合, 初期建設費用が増大する. そこで, 著者らは, 腐食環境の厳しい部材のみをステンレス鋼, その他の部材を従来の構造用炭素鋼とした適材適所のハイブリッド構造を提案してきた^{10), 11)}. 提案したハイブリッド構造は, 梁や補剛板を対象として, 部材断面を炭素鋼とステンレス鋼とした際の耐荷力特性を調べてきた^{10), 11)}.

本研究は, 維持管理性能が優れるステンレス鋼を部材軸方向に有効に活用した部材を提案し, その強度特性を数値計算¹²⁾により明らかにする. まず, トラス部材等を考慮した箱形および H 形断面を有する鋼製長柱を対象として, 両端をステンレス鋼としたハイブリッド部材の圧縮強度特性を調べる. つぎに, 部材両端をステンレス鋼とした鋼製 I 形断面梁の強軸方向に純曲げ負荷を与えた際の強度特性を調べる. なお, 本研究では, これら部材の全体座屈強度を調べることを目的とする. そして, 対象とする部材について, 部材長に対するステンレス鋼の割合変化が強度特性に及ぼす影響について明らかにする. さらに, 本研究で明らかにするハイブリッド部材の終局強度は, 現行の設計基準類^{13), 14)}に規定される評価法への適用性を検証する.

† 連絡著者 / Corresponding author

E-mail: y-miyazaki@nagaoka-ct.ac.jp

表－1 対象材料の機械的性質^{7),15)}

鋼種	弾性係数 E (GPa)	ポアソン比 ν	降伏応力 σ_y (MPa)	0.01%耐力 $\sigma_{0.01}$ (MPa)	0.2%耐力 $\sigma_{0.2}$ (MPa)	引張強さ σ_u (MPa)	降伏比 (σ_y or $\sigma_{0.2}$)/ σ_u
SUS304	157	0.30	—	146	261	697	0.374
SUS329J4L	191	0.20	—	319	525	751	0.699
SUS323L	207	0.22	—	396	556	716	0.777
SM400	200	0.30	249	—	—	417	0.597
SM570	206	0.30	504	—	—	593	0.850

2. ハイブリッド部材の数値計算法

2.1 対象材料

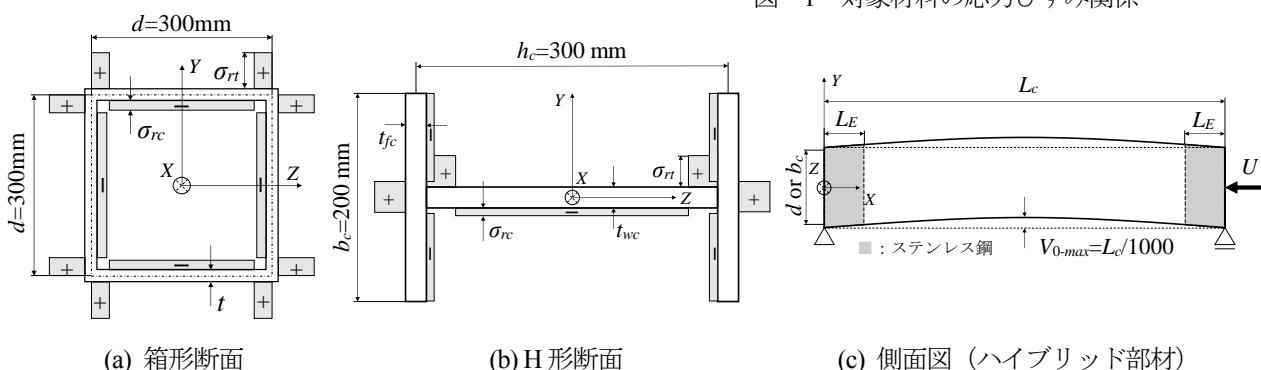
本研究で対象とするステンレス鋼は、オーステナイト系 SUS304、汎用二相系 SUS329J4L およびフェーズ二相系 SUS323L の 3 鋼種である。また、対象とする構造用炭素鋼は、これらのステンレス鋼と JIS において同程度の材料強度を有する SM400 および SM570 である。表－1 は、既往の実験により得られたこれら対象材料の機械的性質を示す^{7),15)}。また、図－1 には、これら材料の応力ひずみ関係を示す^{7),15)}。同図より、ステンレス鋼の応力ひずみ関係は、炭素鋼に見られる明確な降伏棚を持たず、ひずみの増大とともに応力が連続的に上昇するラウンドハウス型を示すことがわかる。本研究で実施する数値計算では、同図に基づく応力塑性ひずみ関係を使用する。なお、ステンレス鋼の塑性開始点は、0.01%耐力とする。

2.2 ハイブリッド長柱の数値計算モデル

図－2 は、部材両端をステンレス鋼とした鋼製長柱を示す。対象部材の断面形状は、箱形および H 形とする。これら長柱の寸法は、箱形断面を構成する各板の幅 d および H 形断面を構成する腹板高さ h_c を 300 mm、フランジ幅 b_c を 200 mm とし、式(1)に示す細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ および式(2)の幅厚比パラメータ $\bar{\lambda}_p$ により、部材長 L_c および断面を構成する各板の厚さを決定する。

$$\bar{\lambda} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y L_c}{E r}} \quad (1)$$

$$\bar{\lambda}_p = \left(\frac{d}{t} \text{ or } \frac{h_c}{t_{wc}} \text{ or } \frac{b_c}{2t_{fc}} \right) \sqrt{\frac{\sigma_y 12(1-\nu^2)}{E \pi^2 k}} \quad (2)$$



図－2 箱形および H 形断面長柱

ここで、 σ_y は炭素鋼の降伏応力、 r は断面二次半径、 k は座屈係数（箱形断面および H 形断面の腹板で 4、H 形断面のフランジで 0.425）を意味する。なお、 $\bar{\lambda}$ は 0.1 から 1.9 まで 0.2 刻みで変化させて部材長 L_c を、 $\bar{\lambda}_p$ は長柱の断面を構成する板の局部座屈を防ぐため 0.3 として各板厚を、それぞれ決定する。また、同図中の L_E は、ハイブリッド長柱におけるステンレス鋼部分の長さを表す。

ハイブリッド長柱に与える初期不整は、初期たわみおよび残留応力を考慮する。まず、初期たわみは、式(3)で表す sin 半波形として、図－2 に示す Y 軸方向に与える。

$$V_0 = V_{0-max} \sin \frac{\pi X}{L_c} \quad (3)$$

ここで、 V_{0-max} は最大初期たわみ値を意味し、道路橋示方書¹³⁾で規定される $L_c/1000$ を用いる。なお、本研究では、部材の全体座屈に着目するため、局部モードの初期たわみを考慮しないこととする。つぎに、溶接残留応力は、

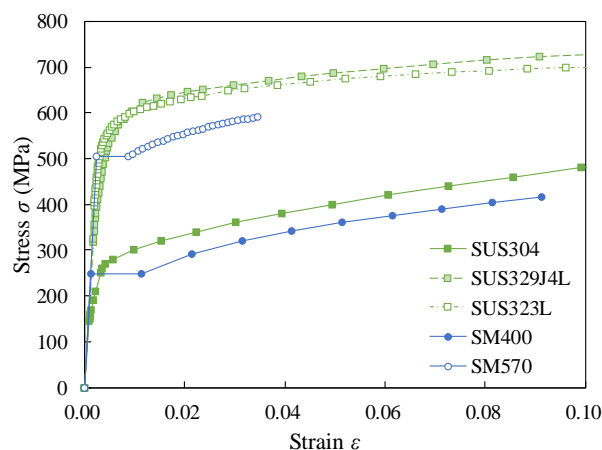
図－1 対象材料の応力ひずみ関係^{7),15)}

表-2 対象とする材料の組み合わせ

モデル名	柱主部材	柱両端部材	$\frac{2L_E}{L_c}$
SM40-304-0.1 (0.2, 0.3, 0.4, 0.5)	SM400	SUS304	0.1-0.5 (0.1 刻み)
SM57-J4L-0.1 (0.2, 0.3, 0.4, 0.5)	SM570	SUS329J4L	
SM57-323-0.1 (0.2, 0.3, 0.4, 0.5)	SM570	SUS323L	
SM40		SM400	—
SM57		SM570	—

図-2 に示すように、自己平衡を保つ矩形分布で与える。
この残留応力の大きさは、式(4)の値とする。

$$\sigma_{rc} = -0.25\sigma_y (= -0.25\sigma_{0.2}), \sigma_{rt} = \sigma_y (= \sigma_{0.2}) \quad (4a, 4b)$$

ここで、 σ_{rc} は圧縮残留応力、 σ_{rt} は引張残留応力を意味する。なお、ステンレス鋼の残留応力については、炭素鋼と同等であることが確認されている^{16)~18)}。また、本研究で対象とする部材軸方向のステンレス鋼と炭素鋼の接合部の初期不整は考慮しないこととする。

本研究で実施する数値計算では、以上のハイブリッド長柱について、8 節点アイソパラメトリックシェル要素を用いて、箱形断面を構成する各板の幅方向を 10 分割、H 形断面のフランジを 20 分割、腹板を 30 分割して、有限要素離散化を行う。また、同モデルにおける幾何学的境界条件は両端単純支持とし、柱両端の断面重心位置に設けた節点に与える。なお、箱形断面長柱については、重心位置に仮想節点を設けている。そして、圧縮負荷条件は、図-2 で示した X 軸方向の強制変位 U により与える。

表-2 は、本研究で対象とする部材を構成する材料の組み合わせ条件を示す。同表中のモデル名は、柱主要部材の鋼種、柱両端部材の鋼種および柱両端部材の割合の順に表している。炭素鋼とステンレス鋼の組み合わせは、同程度の材料強度を有する SM400 と SUS304, SM570 と SUS329J4L または SUS323L とする。部材両端をステンレス鋼としたハイブリッド長柱は、柱全体長さ L_c に対する両端部の長さ $2L_E$ の比を 0.1 から 0.5 まで 0.1 刻みで変化させる。なお、ハイブリッド長柱における両端ステンレス鋼部分の断面形状は、部材中央炭素鋼の機械的性質を用いて寸法を決定する。したがって、ハイブリッド長柱両端ステンレス鋼部分の板厚は、柱中央部炭素鋼と同じ板厚となる。そのため、ハイブリッド長柱両端ステンレス鋼部分の $\bar{\lambda}_p$ は、ステンレス鋼の材料特性値を用いて算出した場合、0.3 から最大 16%程度変化する。

2.3 ハイブリッド梁の数値計算モデル

図-3 は、部材両端をステンレス鋼とした鋼製 I 形断面梁を示す。この梁の断面形状は、フランジ幅 b_b を 100mm、腹板高さ h_b を 200mm とし、式(5)で示す細長比パラメータ $\bar{\lambda}_b$ および式(2)の幅厚比パラメータ $\bar{\lambda}_p$ を用いて、部材長 L_b 、フランジおよび腹板の板厚 t_{fb} および t_{wb} を

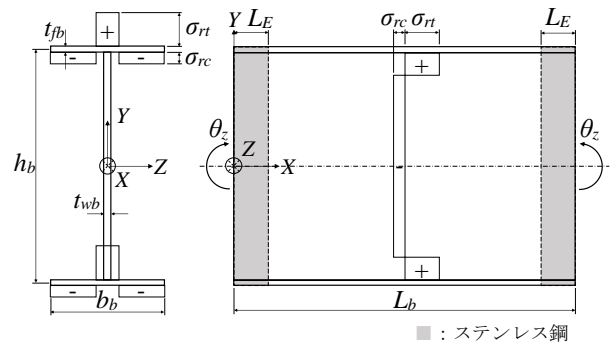
それぞれ決定する。

$$\bar{\lambda}_b = \frac{2}{\pi} \sqrt{3 + \frac{A_w}{2A_f}} \sqrt{\frac{\sigma_y L_b}{E b_b}} \quad (5)$$

ここで、 σ_y は炭素鋼の降伏応力、 A_w および A_f は腹板および圧縮フランジの断面積を意味する。なお、 $\bar{\lambda}_b$ は 0.1 から 1.9 まで 0.2 刻みで変化させて部材長 L_b を、 $\bar{\lambda}_p$ は梁の断面を構成する板の局部座屈を防ぐため 0.5 として板厚 t_{fb} および t_{wb} を、それぞれ決定する。ここで、式(2)中の記号は、添え字 c を b に置き換えることで対応させている。さらに、式(2)中の座屈係数 k は、I 形断面梁の腹板で 23.9、上下フランジで 0.425 としている。

I 形断面梁に与える初期不整は、ハイブリッド長柱と同様に、初期たわみおよび溶接残留応力を考慮する。初期たわみは、式(3)に示した \sin 半波形を図-3 で示す Z 軸方向（弱軸回り）に与える。ここで、初期たわみの最大値 V_{0-max} はハイブリッド長柱と同様に $L_b/1000$ とする。また、溶接残留応力は、図-3 に示す自己平衡を保つ矩形分布として、式(4)の大きさで与える。

以上の I 形断面梁の数値計算モデルは、断面を構成する上下フランジの幅方向を 10 分割、腹板を 20 分割し、8 節点アイソパラメトリックシェル要素を用いて、有限要素離散化を行う。そして、同モデルに与える純曲げ負荷は、I 形断面梁両端部に剛性が十分に大きい 2 節点梁要素を設け、中立軸上の節点にて、Z 軸回りの強制回転角 θ_z により与える。さらに、対象とする構造用炭素鋼とステンレス鋼の組み合わせ条件は、ハイブリッド長柱と同様にして、表-2 とする。以上の数値計算は、汎用非線形有限要素解析プログラム MARC¹²⁾を用いる。



(a) 断面図

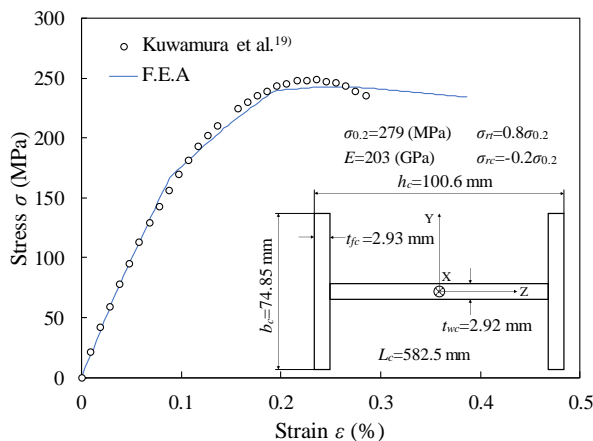
(b) 側面図（ハイブリッド部材）

図-3 I形断面梁

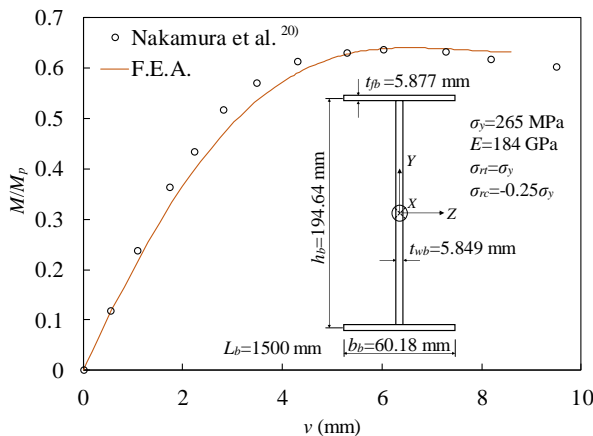
2.4 数値計算法の妥当性の検証

部材軸方向に材料が変化するハイブリッド部材の強度特性を実験により明らかにした研究例は存在しない。そのため、本研究に用いる数値計算法の妥当性は、単一材料で構成される部材を対象とした既往の実験結果^{19),20)}との比較により検証する。図-4は、実験結果と本研究で扱う数値計算結果の応力とひずみの関係および曲げモーメントと鉛直たわみの関係を示す。ここで同図(a)の長柱は、SUS304製H形断面であり、材料試験結果に基づく応力ひずみ関係を用いている¹⁹⁾。なお、初期不整は、初期たわみおよび溶接残留応力を考慮している。初期たわみの形状および最大値は、弱軸回りのsin半波形および文献¹⁹⁾に示す大きさとし、残留応力の分布形状および大きさは矩形分布および図-4(a)中の値とする。図-4(a)より、本研究で扱う長柱に関する数値計算で得られた応力とひずみの関係は、実験結果とほぼ同様の傾向を示すことがわかる。また、数値計算で得られた終局圧縮強度は実験結果の97%、終局圧縮強度時の圧縮変位は実験結果の107%となる。

図-4(b)は、純曲げ負荷を受けるSUS304製I形断面梁の曲げモーメントと梁中央部の鉛直たわみ v の関係を表している。ここで、同図の縦軸は、既往の実験²⁰⁾および



(a) 純圧縮負荷を受ける長柱



(b) 純曲げ負荷を受けるI形断面梁

図-4 数値計算結果と実験結果の比較

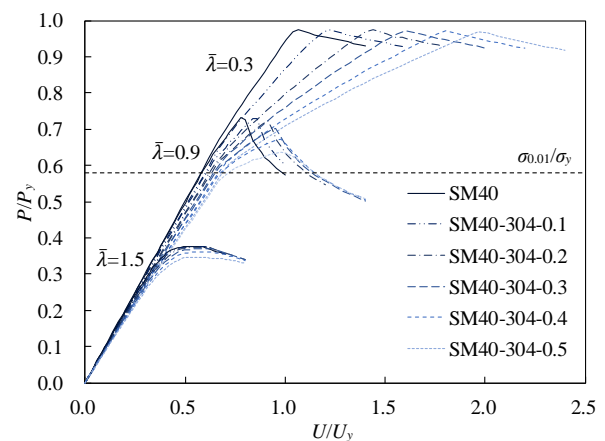
本研究における数値計算で得られた曲げモーメント M を強軸回りの全塑性モーメント M_p で除した値を表している。なお、数値計算に用いた応力ひずみ関係は、文献²⁰⁾で定式化された曲線を用いている。また、初期不整は、残留応力を図-4(b)中の大きさとし、初期たわみを最大値が $L_b/2000$ としたsin半波形を弱軸方向に与えている。図-4(b)より、本研究で扱う数値計算により得られた曲げモーメントと鉛直たわみの関係は、既往の実験結果²⁰⁾に対して、最大曲げモーメントに至るまではほぼ同様の傾向を示すことがわかる。さらに、数値計算で得られた終局曲げ強度および終局曲げ強度時の鉛直たわみは、実験結果の101%および108%となる。

以上の結果より、本研究で扱う長柱およびI形断面梁の数値計算法は、実験結果を再現していると判断し、前節までに記述した数値計算を用いた結果を精査することとする。

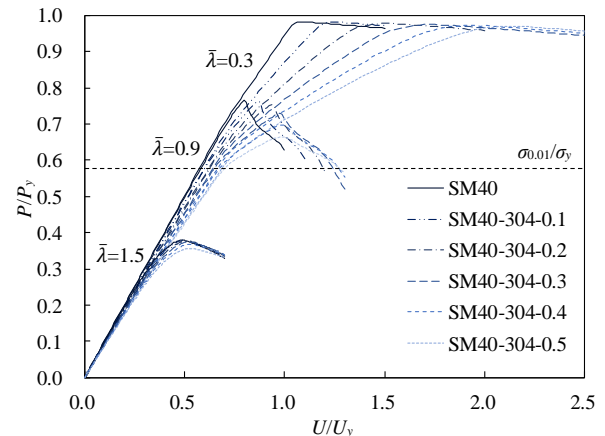
3. ハイブリッド長柱の圧縮強度特性

3.1 荷重と変位の関係

図-5は、 $\bar{\lambda}=0.3$ 、 0.9 および 1.5 におけるSM40-304モデルの長柱の荷重と変位の関係を示す。同図の縦軸は数



(a) 箱形断面



(b) H形断面

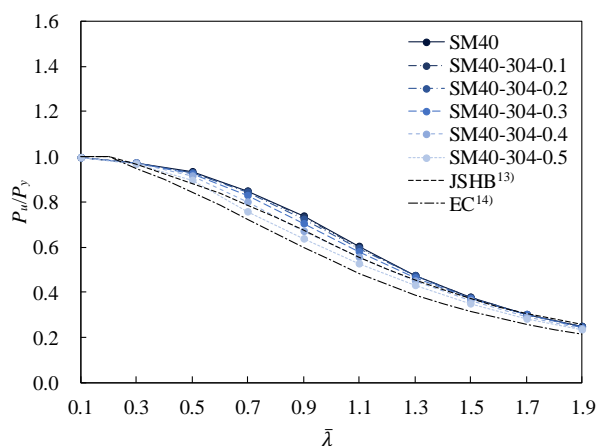
図-5 荷重と変位の関係 (SM40-304モデル)

値計算により得られた圧縮荷重 P を断面積に降伏応力を乗じて算出した降伏荷重 P_y で無次元化した値を、横軸は数値計算で与えた圧縮変位 U を式(6)で定義する降伏変位 U_y で無次元化した値を意味する。

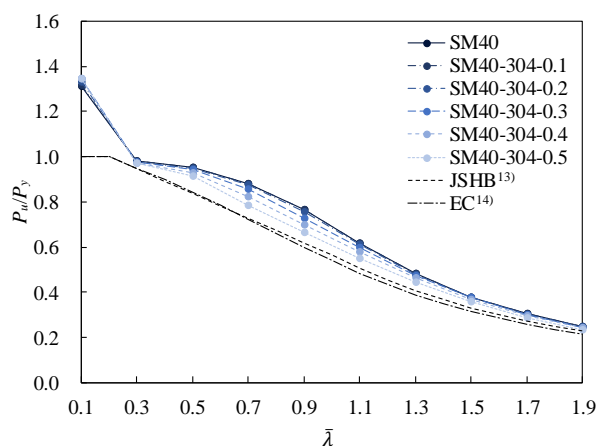
$$U_y = \frac{\sigma_y L_c}{E} \quad (6)$$

なお、同図中の黒の破線は、部材端部のステンレス鋼の塑性開始荷重を表している。同図より、対象とした全ての長柱の荷重と変位の関係は、部材長に対するステンレ

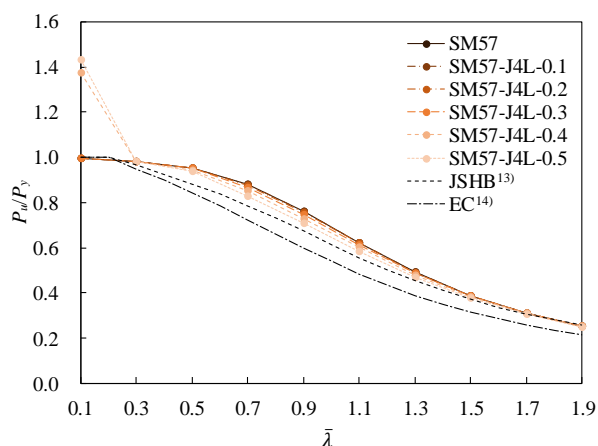
ス鋼の割合増大に伴い、初期勾配が小さくなることがわかる。これは、表-1で示した本研究で用いた SUS304 の弾性係数が SM400 の弾性係数の約 79%の大きさのためである。また、 $\bar{\lambda}=0.3$ および 0.9 の長柱は、部材長に対するステンレス鋼の増大に伴い、初期勾配から二次勾配への変化が大きくなることがわかる。これは、ステンレス鋼が 0.01%耐力を超える領域にて、塑性化するためである。このことから、式(6)による降伏変位を用いると、ハイブリッド長柱の圧縮変位は過大な結果を示す。一方、



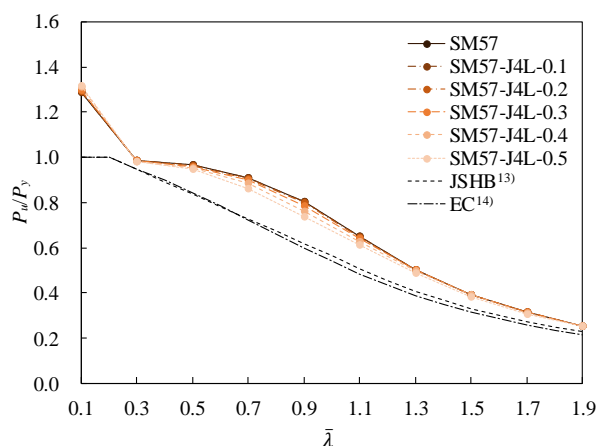
(a) SM40-304 モデル (箱形)



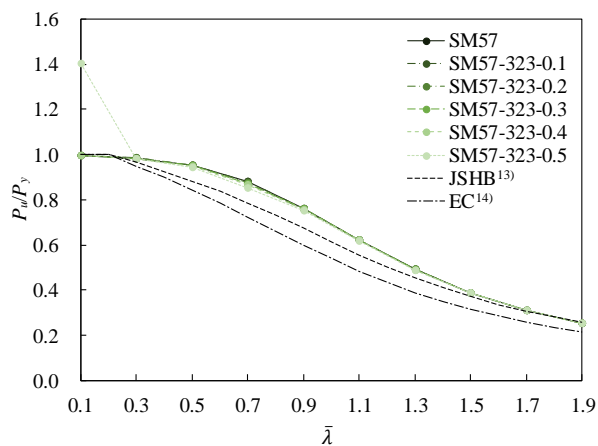
(b) SM40-304 モデル (H形)



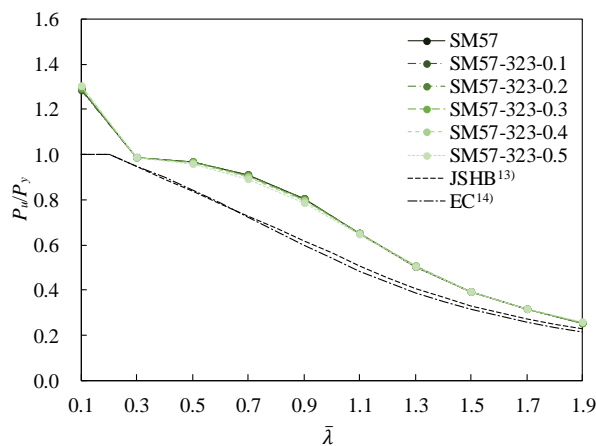
(c) SM57-J4L モデル (箱形)



(d) SM57-J4L モデル (H形)



(e) SM57-323 モデル (箱形)



(f) SM57-323 モデル (H形)

図-6 終局圧縮強度と細長比パラメータの関係

$\bar{\lambda}=1.5$ の長柱の荷重と変位の関係は、部材長に対するステンレス鋼の割合変化に伴う傾向の差が明確でないことがわかる。そして、図-5(a)と(b)の箱形断面と H 形断面を比較してみると、断面形状による荷重と変位の関係は、最大荷重に達するまでほぼ同等の傾向を示す。

3.2 終局圧縮強度

図-6 は、対象とした長柱の終局圧縮強度と細長比パラメータの関係を表す。同図の縦軸は、数値計算により得られた長柱の終局圧縮荷重 P_u を降伏荷重 P_y で無次元化した値を意味する。なお、同図中には比較のため、設計基準類の耐力力曲線^{13),14)}を記している。同図(a)より、SM40-304 モデル (箱形) の終局圧縮強度は、SM40 の結果に比べて、SM40-304-0.1 かつ $\bar{\lambda}=0.7$ で約 0.2%，SM40-304-0.2 かつ $\bar{\lambda}=0.9$ で約 1.4%，SM40-304-0.3 かつ $\bar{\lambda}=0.9$ で約 4.6%，SM40-304-0.4 かつ $\bar{\lambda}=0.9$ で約 8.5%，SM40-304-0.5 かつ $\bar{\lambda}=0.9$ で約 13.3% 小さくなる。これより、 $\bar{\lambda}=0.5$ から 1.3 のハイブリッド長柱の終局圧縮強度は、部材長に対するステンレス鋼の割合増大に伴い、小さくなることがわかる。これらの結果は、ハイブリッド長柱の場合、部材両端におけるステンレス鋼の塑性化により剛性が低下し、変形が増大することで終局状態となるためである。図-7 は、SM40-304-0.5 かつ $\bar{\lambda}=0.9$ のハイブリッド長柱端部の終局強度時の相当ミーゼス応力等高線図を示す。なお、同図中の凡例は、 $\sigma_{0.01}$ が SUS304 の 0.01% 耐力および σ_{max} が最大発生応力を表している。同図より、ハイブリッド長柱における終局時の端部の塑性化が確認できる。また、図-6(a)と(b)の箱形断面と H 形断面を比較してみると、 $\bar{\lambda}=0.3$ 以上のハイブリッド長柱の終局圧縮強度と細長比パラメータの関係は、ほぼ同様の傾向を示すことがわかる。

図-6 について、ハイブリッド長柱の組み合わせ鋼種についてみると、SM57-323, SM57-J4L, SM40-304 の順に、部材長に対するステンレス鋼の割合増大に伴う終局圧縮強度に及ぼす影響が大きくなることがわかる。その値は、 $\bar{\lambda}=0.9$ の SM40 に対する SM40-304-0.5 の終局圧縮強度が、SM57 に対する SM57-323-0.5 の終局圧縮強度に

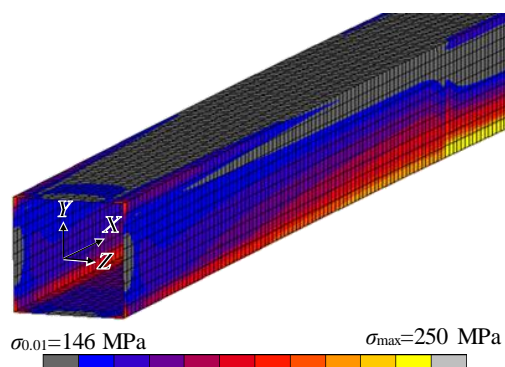
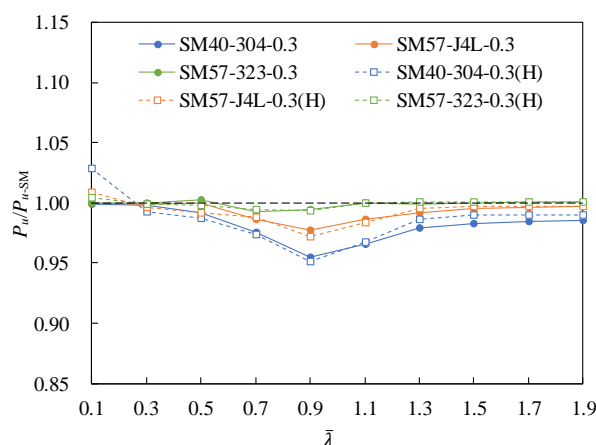


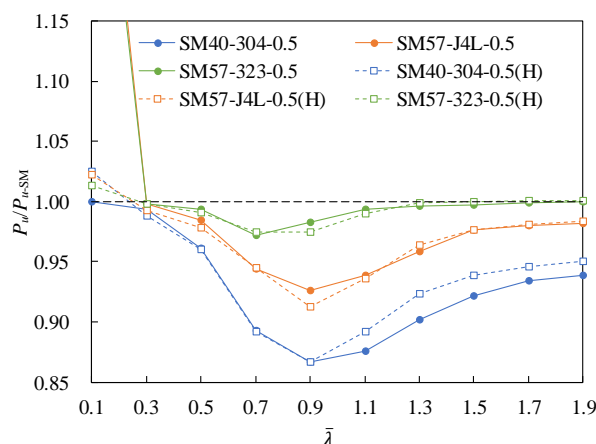
図-7 終局圧縮強度時の相当ミーゼス応力等高線図 (SM40-304-0.5, $\bar{\lambda}=0.9$)

対して約 12% 小さくなる。これは、SUS304 の弾性係数が SM400 の 79% 程度かつ SUS304 の早期の剛性低下に伴う材料モデルによる結果を表している。

図-8 は、構造用炭素鋼のみで構成される長柱の終局圧縮強度を基準とした、部材長に対するステンレス鋼の割合が 30% および 50% のハイブリッド長柱の終局圧縮強度比を表す。同図の縦軸は、数値計算により得られたハイブリッド長柱の終局圧縮強度 P_u を構造用炭素鋼のみで構成される長柱の終局圧縮強度 P_{u-SM} で無次元化した値を意味する。同図(a)より、本研究で対象とした部材長に対するステンレス鋼の割合が 30% の全てのハイブリッド長柱の終局圧縮強度は、炭素鋼のみで構成される長柱の終局圧縮強度の 95% 以上を有することがわかる。また、箱形および H 形断面の SM57-323-0.3 の終局圧縮強度は、SM57 の結果の 99% 以上となる。これらのことから、部材長に対するステンレス鋼の割合が 30% 以下のハイブリッド長柱は、炭素鋼製長柱と同等の強度を有するといえる。そして、ハイブリッド長柱における部材長に対するステンレス鋼の割合が 50% の同図(b)では、SM40-304-0.5 が SM40 の 87% 以上、SM57-J4L-0.5 が SM57 の 90% 以



(a) ステンレス鋼の割合=30%



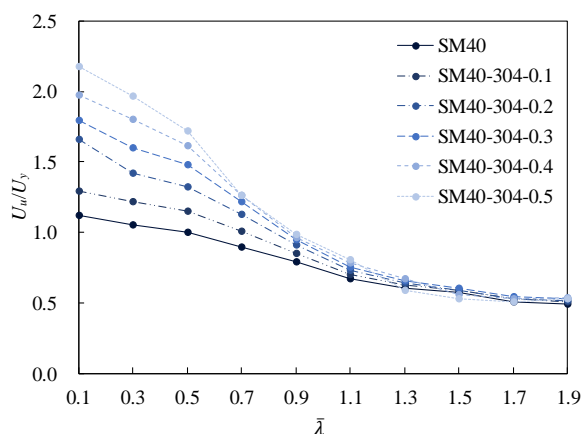
(b) ステンレス鋼の割合=50%

図-8 炭素鋼製長柱に対するハイブリッド長柱の終局圧縮強度比

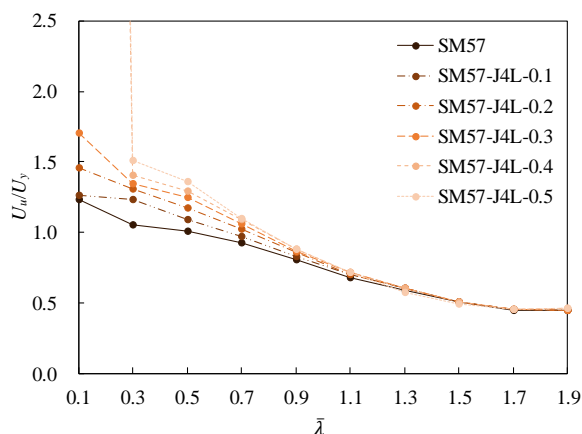
上, SM57-323-0.5 が SM57 の 97%以上の終局圧縮強度となる。これらの結果より, 本研究で対象とした SM57-323 モデルは, ステンレス鋼が 50%の場合においても, 炭素鋼製長柱と同程度の強度を有することがわかる。

3.3 終局圧縮強度時の圧縮変位

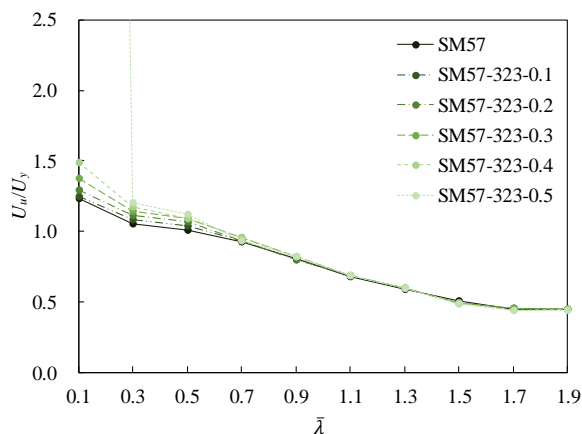
図-9 は, 対象とした箱形断面長柱の終局圧縮強度時の圧縮変位と細長比パラメータの関係を示す。同図の縦軸は, 数値計算で得られた終局圧縮強度時の圧縮変位 U_u を式(6)で定義した降伏変位 U_y で無次元化した値を意味



(a) SM40-304 モデル



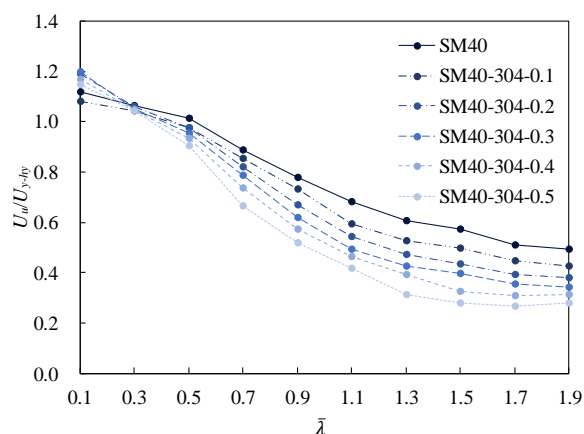
(b) SM57-J4L モデル



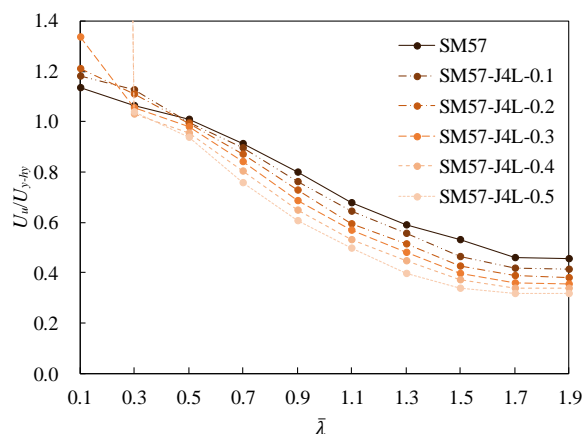
(c) SM57-323 モデル

図-9 終局圧縮強度時の圧縮変位と細長比パラメータの関係 (式(6)による無次元化)

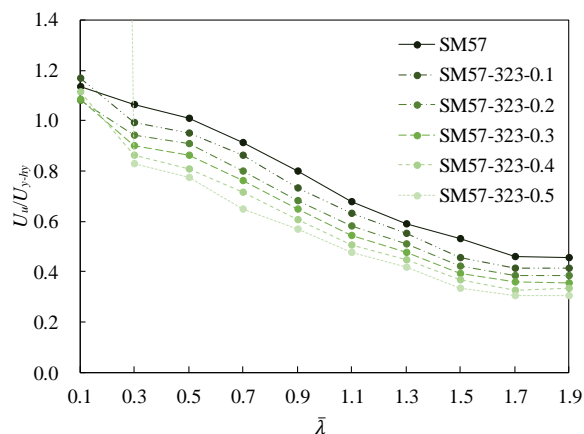
する。同図より, $\bar{\lambda}=1.1$ 以下のハイブリッド長柱の終局圧縮強度時の圧縮変位は, 部材長に対するステンレス鋼の割合増大に伴い大きくなり, SM40-304 モデルが SM40 の最大 2.2 倍, SM57-J4L モデルが SM57 の最大 1.4 倍, SM57-323 モデルが SM57 の最大 1.2 倍となる。これらの結果は, ハイブリッド長柱におけるステンレス鋼部分の塑性化の進行とともに強度発現が見られるステンレス鋼の材料特性が関係している。また, SM40-304 モデルは SM57-323 モデルに比べて, 部材長に対するステンレス鋼の割合変化に伴う圧縮変位に及ぼす影響が大きいことが



(a) SM40-304 モデル



(b) SM57-J4L モデル



(c) SM57-323 モデル

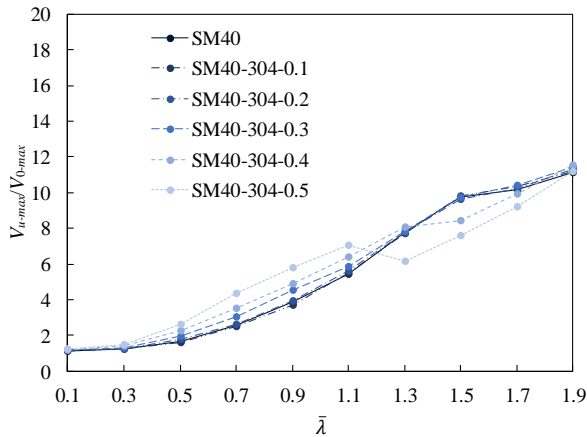
図-10 終局圧縮強度時の圧縮変位と細長比パラメータの関係 (式(7)による無次元化)

わかる。これは、3.2 で述べたように、SM400 と SUS304 の材料特性の差が、他のステンレス鋼と炭素鋼の組み合わせに比べて大きいためである。このように、式(6)の U_y による終局圧縮強度時の圧縮変位の正規化は、ハイブリッド長柱の圧縮変位を大きく評価する。そのため、本研究では、ハイブリッド長柱について、部材長に対するステンレス鋼の割合およびラウンドハウス型の応力ひずみ関係を考慮した式(7)による U_{y-hy} を用いて正規化を行う。

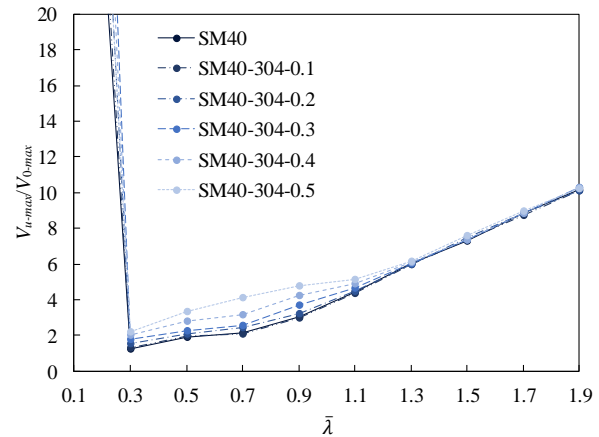
$$U_{y-hy} = \varepsilon_y (L_c - 2L_E) + 2\varepsilon_{0.2} L_E \quad (7)$$

ここで、 ε_y は炭素鋼の降伏応力時のひずみ ($=\sigma_y/E$) を、 $\varepsilon_{0.2}$ は応力ひずみ関係より得られるステンレス鋼の 0.2% 耐力時のひずみを表す。

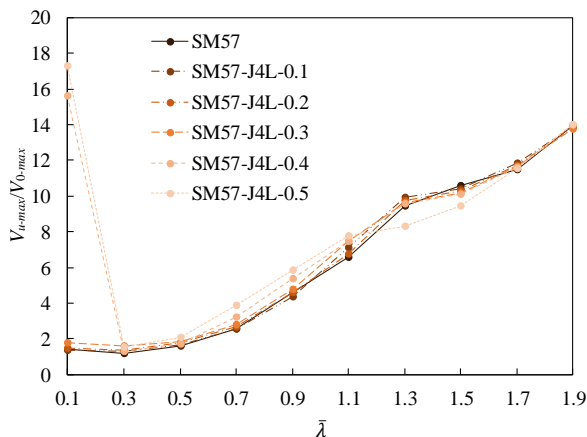
図-10 は、対象とした箱形断面長柱の終局圧縮強度時の圧縮変位を式(7)で無次元化した値と細長比パラメータの関係を示す。同図より、箱形断面ハイブリッド長柱の終局圧縮強度時の圧縮変位は、式(7)を用いて評価することで、炭素鋼製長柱と同程度以下となることがわかる。また、ハイブリッド長柱のこれらの値は、SM40-304-0.5 かつ $\bar{\lambda}=1.5$ で SM40 の約 49%、SM57-J4L-0.5 かつ $\bar{\lambda}=1.5$ で



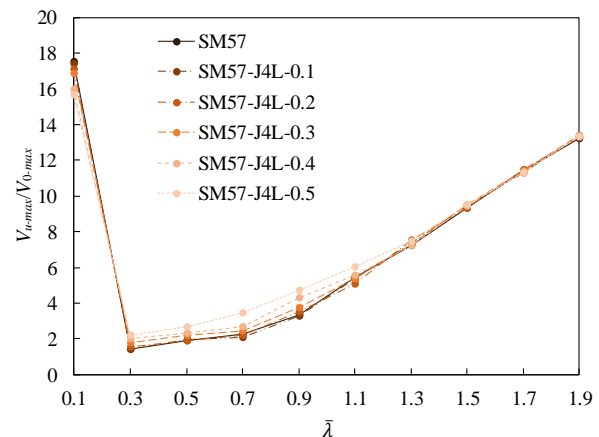
(a) SM40-304 モデル (箱形)



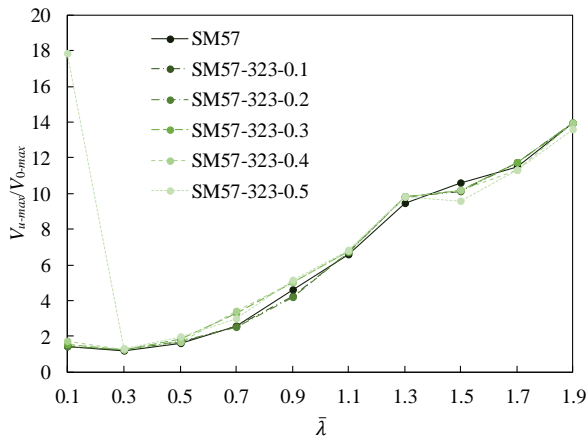
(b) SM40-304 モデル (H 形)



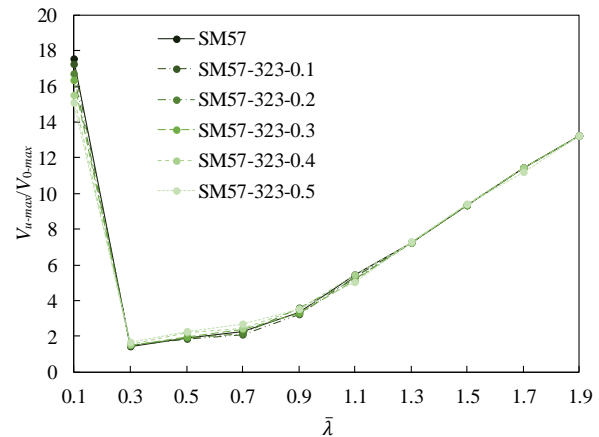
(c) SM57-J4L モデル (箱形)



(d) SM57-J4L モデル (H 形)



(e) SM57-323 モデル (箱形)



(f) SM57-323 モデル (H 形)

図-11 終局圧縮強度時の最大たわみと細長比パラメータの関係

SM57 の約 64%, SM57-323-0.5 かつ $\bar{\lambda}=1.5$ で SM57 の約 63%となる。

3.4 終局圧縮強度時の最大たわみ

図-11 は、対象とした長柱の終局圧縮強度時の最大たわみと細長比パラメータの関係を示す。同図の縦軸は、数値計算で得られた長柱の終局圧縮強度時の Y 軸方向の最大たわみ V_{u-max} を初期たわみの最大値 V_{0-max} で無次元化した値を表す。同図より、 $\bar{\lambda}=0.3$ から 1.1 のハイブリッド長柱の終局圧縮強度時の最大たわみは、部材長に対するステンレス鋼の割合増大に伴い大きくなり、SM40-304-0.5 の箱形断面および H 形断面ハイブリッド長柱の結果において、 $\bar{\lambda}=0.7$ で SM40 の約 1.7 倍および約 1.9 倍となる。これは、部材両端のステンレス鋼の塑性化による変形が、炭素鋼に比べて大きくなるためである。また、部材長に対するステンレス鋼の割合が 50% の箱形断面ハイブリッド長柱の終局圧縮強度時の最大たわみは、 $\bar{\lambda}=1.3$ から 1.5 の傾向が他のモデルと異なることがわかる。これは、部材長に対するステンレス鋼の割合が 40% 以下のハイブリッド長柱にて、塑性化が発生しない状態で終局を迎える結果に対して、部材長に対するステンレス鋼の割合が 50% の場合、ステンレス鋼部分の下フランジが一部塑性化した後、終局状態に至るためである。図-12 は、箱形断面ハイブリッド長柱の終局圧縮強度時の下フランジにおける相当ミーゼス応力等高線図を示す。なお、同図中の破線はステンレス鋼と炭素鋼の境界を、凡例中の $\sigma_{0.01}$ および σ_{max} は SUS304 の 0.01% 耐力および最大発生応力を表す。同図より、SM40-304-0.2 は、終局時に部材両端のステンレス鋼の塑性化が見られないことがわかる。一方、SM40-304-0.5 は、終局時に境界近傍のステンレス鋼の塑性化が確認できる。

4. ハイブリッド I 形断面梁の曲げ強度特性

4.1 曲げモーメントと回転角の関係

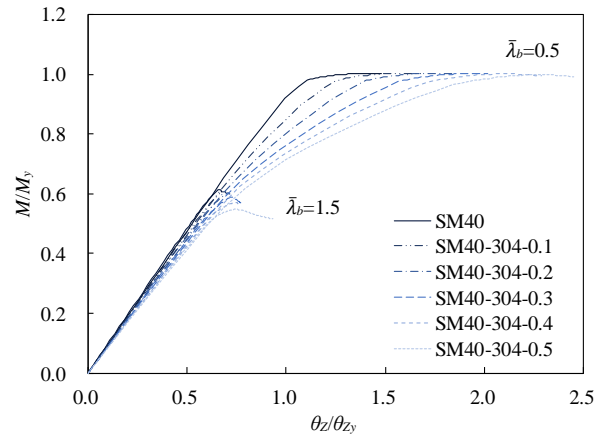
図-13 は、 $\bar{\lambda}_b=0.5$ および 1.5 のハイブリッド I 形断面梁の曲げモーメントと回転角の関係を示す。同図の縦軸は数値計算で得られた曲げモーメント M を式(8)の降伏

曲げモーメント M_y で無次元化した値を、横軸は数値計算で与えた Z 軸回りの回転角 θ_z を式(9)で示す降伏回転角 θ_{zy} で無次元化した値を表す。

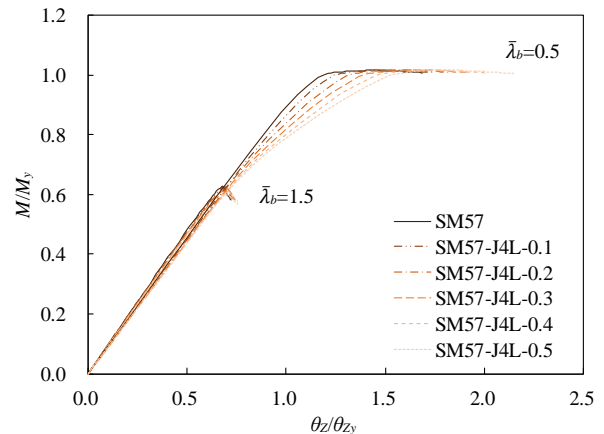
$$M_y = \frac{2\sigma_y I}{h_b} \quad (8)$$

$$\theta_{zy} = \frac{M_y L_b}{2EI} \quad (9)$$

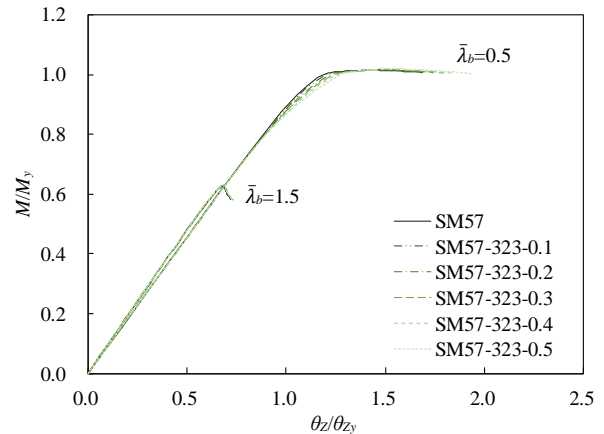
ここで、 I は I 形断面の強軸回りの断面二次モーメントを



(a) SM40-304 モデル



(b) SM57-J4L モデル



(c) SM57-323 モデル

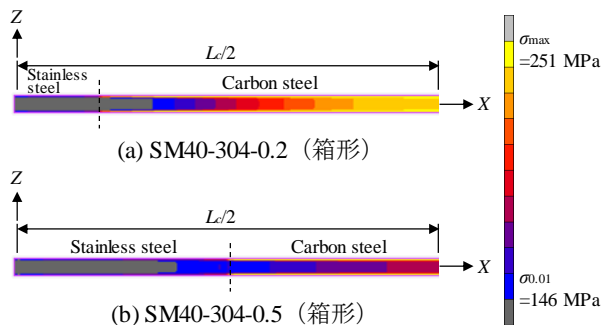


図-12 終局圧縮強度時の相当ミーゼス応力等高線図 ($\bar{\lambda}=1.5$)

図-13 曲げモーメントと回転角の関係

意味する。同図(a)および(b)より、ハイブリッド I 形断面梁の曲げモーメントと回転角の関係は、部材長に対するステンレス鋼の割合増大に伴い、初期勾配からの変化量が大きくなり、その後最大曲げモーメントに達することがわかる。これは、ハイブリッド長柱と同様に、対象としたステンレス鋼の弾性係数が小さく、ステンレス鋼が示すラウンドハウス型の応力ひずみ関係の材料特性によるものである。一方、同図(c)より SM57-323 モデルの曲げモーメントと回転角の関係は、部材長に対するステンレス鋼の割合によらず、ほぼ同様な傾向を示すことがわかる。

4.2 曲げモーメントとねじれ角の関係

図-14 は、 $\bar{\lambda}_b=0.5$ および 1.5 の SM40-304 モデルの I 形断面梁の曲げモーメントと同図中に示すスパン中央部 A 点の中立軸における X 軸回りのねじれ角 φ の関係を示す。同図の縦軸は、数値計算で得られた曲げモーメント M を降伏曲げモーメント M_y で無次元化した値を意味する。同図より、 $\bar{\lambda}_b=0.5$ の I 形断面梁は、最大曲げモーメント付近で急にねじれが進行し、最大曲げモーメントに達していることがわかる。一方、 $\bar{\lambda}_b=1.5$ のハイブリッド I 形断面梁は、部材長に対するステンレス鋼の割合増大に伴い、小さい曲げモーメントから連続的にねじれが進行し、最大曲げモーメントに達することがわかる。これらの結果は、対象とした I 形断面梁が横ねじれ座屈により終局状態となることを意味する。

4.3 終局曲げ強度

図-15 は、対象とした I 形断面梁の終局曲げ強度と細長比パラメータの関係を示す。同図の縦軸は、数値計算で得られた終局曲げモーメント M_u を降伏曲げモーメント M_y で無次元化した値を意味する。同図(a)および(b)より、 $\bar{\lambda}_b=0.7$ 以上の SM40-304 および SM57-J4L モデルの終局曲げ強度は、炭素鋼製 I 形断面梁の結果に比べて最大約 12% および約 6% 小さくなる。このことから、ハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、部材長に対する

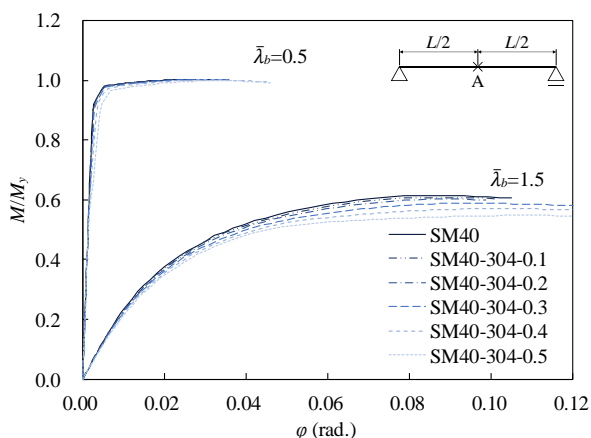
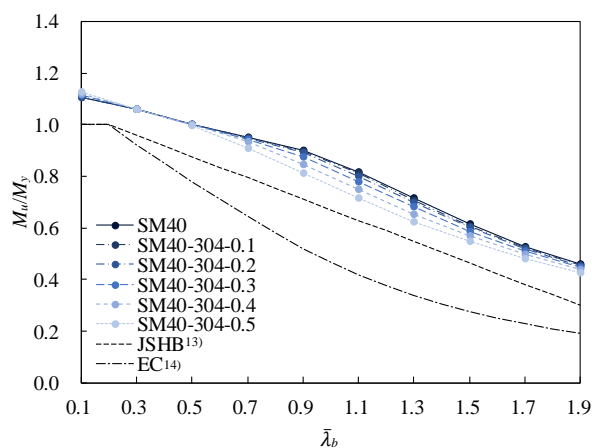
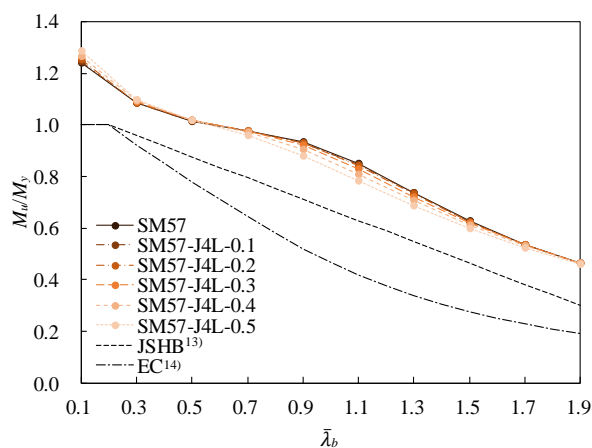


図-14 曲げモーメントとねじれ角の関係

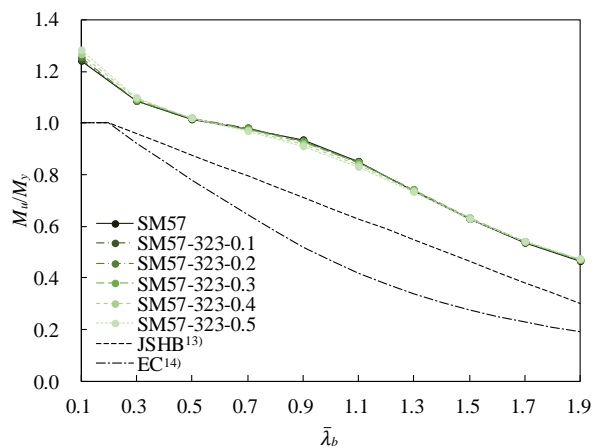
ステンレス鋼の割合増大に伴い小さくなることがわかる。これらの結果は、部材両端のステンレス鋼が塑性化することで変形が増大し、曲げに対する抵抗を損失するためである。図-16 は、SM40-304-0.5 かつ $\bar{\lambda}=0.9$ のハイブリッド I 形断面梁端部の終局強度時の相当ミーゼス応力等高線図を示す。同図より、ハイブリッド I 形断面梁における端部のステンレス鋼は、終局時に腹板中央を除く断面において塑性化していることが確認できる。また、部材長に対するステンレス鋼の割合が 30% 以下のハイブリ



(a) SM40-304 モデル



(b) SM57-J4L モデル



(c) SM57-323 モデル

図-15 終局曲げ強度と細長比パラメータの関係

ッド I 形断面梁に着目してみると, SM40-304 モデルは SM40 の 95%以上, SM57-J4L は SM57 の 98%以上の終局曲げ強度を有している. 一方, 同図(c)より, 全ての SM57-323 モデルの終局曲げ強度は, SM57 の 98%以上であり, 部材長に対するステンレス鋼の割合変化による影響がほとんど見られないことがわかる.

同図より, $\bar{\lambda}_b=0.5$ 以下のハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は, 炭素鋼製 I 形断面梁の結果と同等以上となることからわかる. これは, I 形断面梁の終局曲げモーメントが降伏曲げモーメントを上回ることによって塑性化が大きく進行し, ステンレス鋼の材料特性であるひずみ硬化による強度上昇が大きく起因することによるものである.

4.4 終局曲げ強度時の回転角

図-17 は, 対象とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角と細長比パラメータの関係を示す. 同図の縦軸は数値計算で得られた終局曲げ強度時の回転角 θ_{zu} を降伏回転角 θ_{zy} で無次元化した値を意味する. 同図より, $\bar{\lambda}_b=0.3$ 以上のハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は, 部材長に対するステンレス鋼の割合増大に伴い, 大きくなることからわかる. また, 各鋼種の組み合わせ条件による終局曲げ強度時の回転角の炭素鋼製 I 形断面梁に対する最大値は, SM40-304 モデルが SM40 の約 1.5 倍, SM57-J4L モデルが SM57 の約 1.2 倍, SM57-323 モデルが SM57 の約 1.1 倍となる. これは, ステンレス鋼が早期に非線形を示す応力ひずみ関係を有するためである. また, $\bar{\lambda}_b$ の増大に伴い, 部材両端のステンレス鋼の割合変化による影響は小さくなることからわかる.

4.5 終局曲げ強度時のねじれ角

図-18 は, 対象とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の断面中立軸における X 軸回りのねじれ角 φ_u と細長比パラメータの関係を示す. 同図(a)および(b)より, $\bar{\lambda}_b=0.5$ 以上のハイブリッド I 形断面梁の終局強度時のねじれ角は, SM40-304 モデルで SM40 の最大約 2.4 倍, SM57-J4L モ

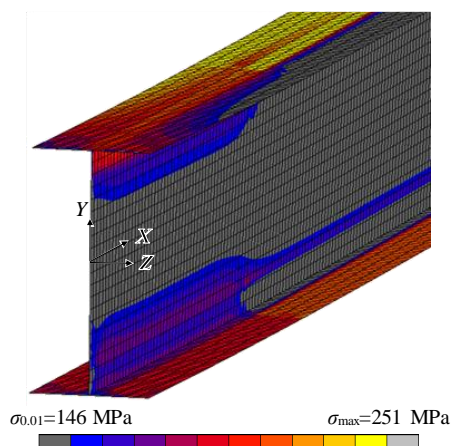
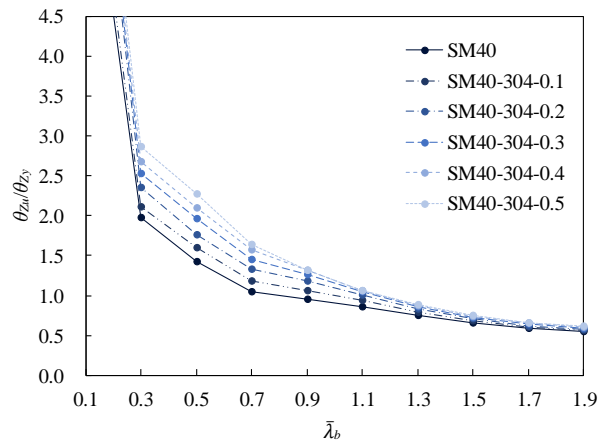


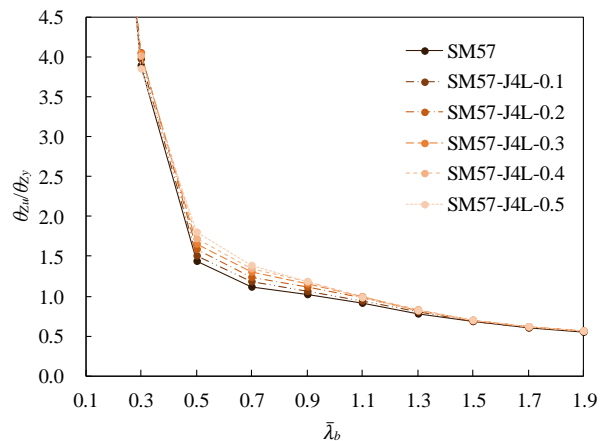
図-16 終局曲げ強度時の相当ミーゼス応力等高線図 (SM40-304-0.5, $\bar{\lambda}_b=0.9$)

デルで SM57 の最大約 1.7 倍となり, 部材長に対するステンレス鋼の割合増大に伴い, 大きくなることからわかる. これらの結果は, ステンレス鋼の塑性化に伴う剛性低下により, ねじれ変形が増大することを意味している.

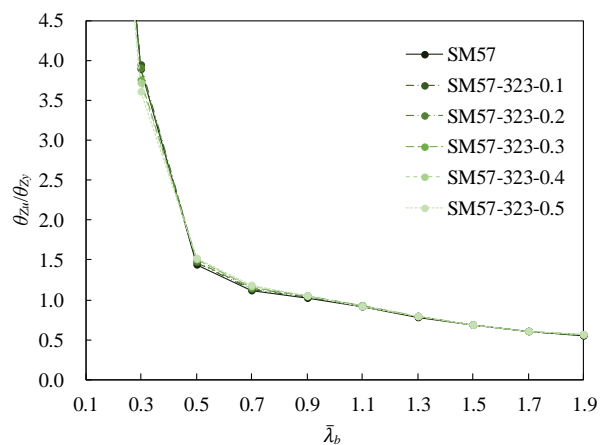
図-18 より, $\bar{\lambda}_b=0.5$ 以下の I 形断面梁の終局曲げ強度時のねじれ角は, 炭素鋼の種類により, $\bar{\lambda}_b$ の増大に伴う傾向が異なることがわかる. これは, 対象とした SM570



(a) SM40-304 モデル



(b) SM57-J4L モデル



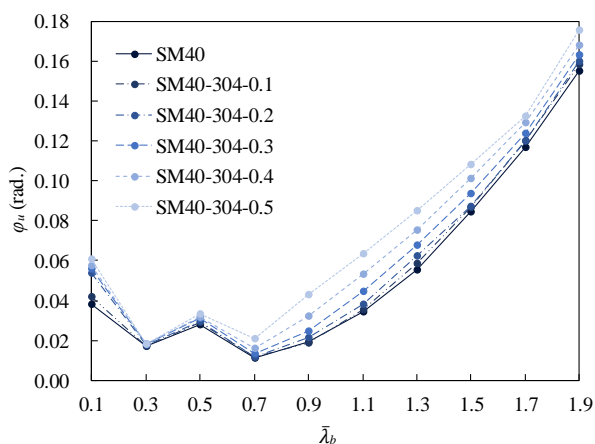
(c) SM57-323 モデル

図-17 終局曲げ強度時の回転角と細長比パラメータの関係

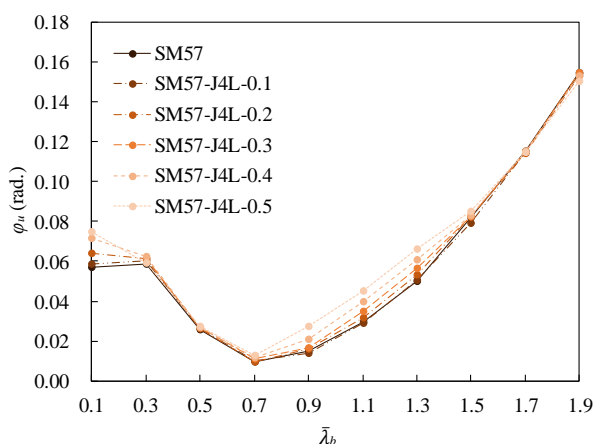
の応力ひずみ関係における降伏棚の長さが SM400 の約 60%であることに起因する。

5. ハイブリッド部材の強度評価法

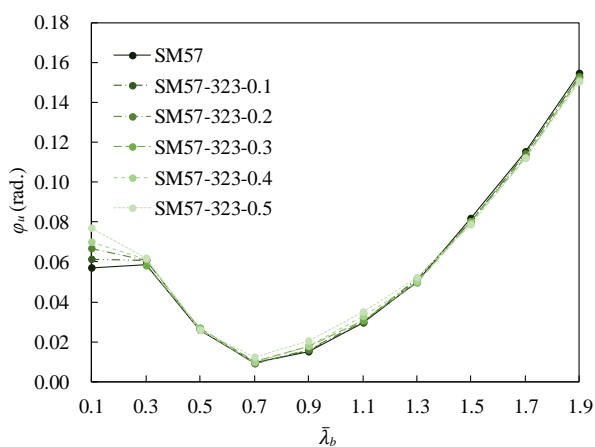
ここでは、3 章で述べたハイブリッド長柱の終局圧縮強度および 4 章で述べたハイブリッド I 形断面梁の終局



(a) SM400-304 モデル



(b) SM57-J4L モデル



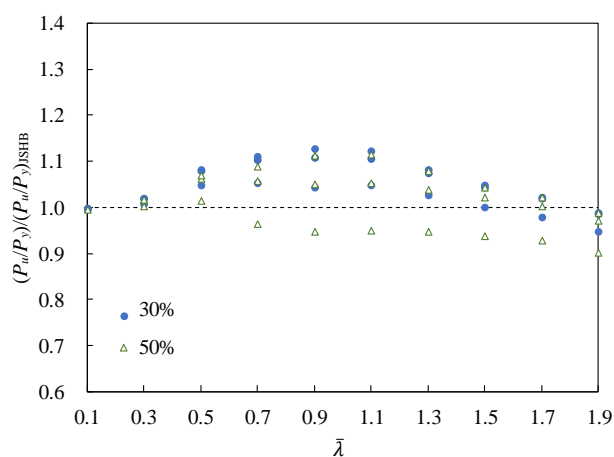
(c) SM57-323 モデル

図一18 終局曲げ強度時のねじれ角と細長比パラメータの関係

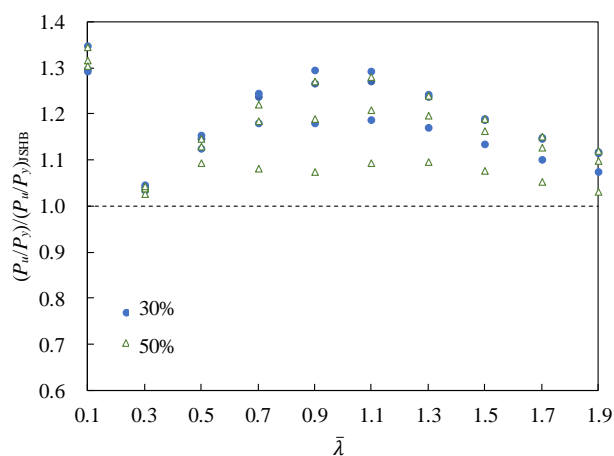
曲げ強度について、炭素鋼を対象とした設計基準類の耐力力曲線^{13), 14)}との比較によりその適用性を検証する。

5.1 ハイブリッド長柱の圧縮強度評価法

図一19 は、3 章で得られた部材長に対するステンレス鋼の割合が 30%および 50%のハイブリッド長柱の終局圧縮強度と道路橋示方書¹³⁾の耐力力曲線との比較を示す。同図の縦軸は、本研究の数値計算により得られたハイブリッド長柱の終局圧縮強度(P_u/P_y)を道路橋示方書による耐力力(P_u/P_y)_{JSHB} で無次元化した値を意味する。同図(a)より、部材長に対するステンレス鋼の割合が 30%の箱形断面ハイブリッド長柱の終局圧縮強度は、 $\bar{\lambda}=1.5$ 以下の範囲で道路橋示方書の耐力力曲線の 99%から 113%となることがわかる。これより、 $\bar{\lambda}=1.5$ 以下かつ部材長に対するステンレス鋼の割合が 30%以下の箱形断面ハイブリッド長柱の終局圧縮強度の評価は、道路橋示方書の耐力力曲線を用いて問題無いといえる。一方、部材長に対するステンレス鋼の割合が 50%の箱形断面ハイブリッド長柱の終局圧縮強度は、 $\bar{\lambda}=0.7$ 以上で道路橋示方書の耐力力曲線の値に比べて、4%から 10%小さくなる。つぎに、同図(b)より、H 形断面ハイブリッド長柱の終局圧縮強度は、



(a) 箱形断面長柱



(b) H 形断面長柱

図一19 終局圧縮強度と JSHB¹³⁾の比較

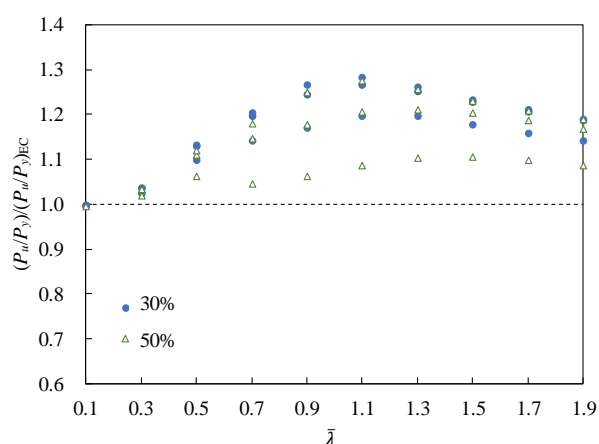
道路橋示方書の耐力力の 103%から 135%となる。これより、H 形断面ハイブリッド長柱の終局圧縮強度は、道路橋示方書の評価式を用いることで安全側の評価となる。

図-20 は、ハイブリッド長柱の終局圧縮強度と Eurocode¹⁴⁾による耐力力との比較を示す。同図の縦軸は、ハイブリッド長柱の終局圧縮強度(P_u/P_y)を Eurocode による耐力力(P_u/P_y)_{EC} で無次元化した値を意味する。同図より、対象とした全てのハイブリッド長柱の終局圧縮強度は、Eurocode による耐力力の 99%から 143%となることがわかる。これらの結果から、箱形および H 形断面ハイブリッド長柱の終局圧縮強度は、Eurocode の耐力力曲線により安全側に評価できる。

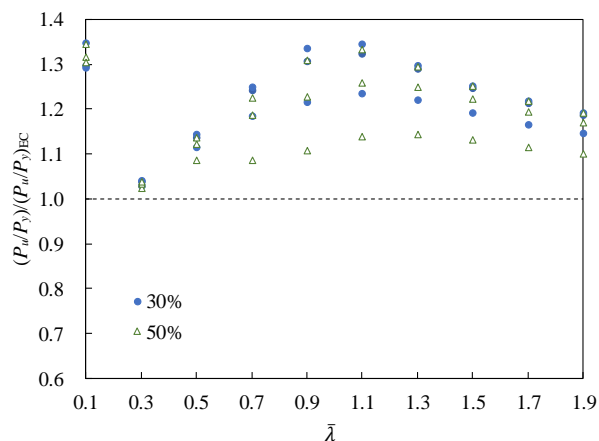
5.2 ハイブリッド I 形断面梁の曲げ強度評価法

図-21 は、4 章で得られたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げモーメントと道路橋示方書¹³⁾の耐力力曲線との比較を示す。同図の縦軸は、ハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度(M_u/M_y)を道路橋示方書による耐力力(M_u/M_y)_{JSHB} で無次元化した値を意味する。同図より、ハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、道路橋示方書の耐力力曲線の 114%から 181%となることがわかる。

図-22 は、ハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度と



(a) 箱形断面長柱



(b) H 形断面長柱

図-20 終局圧縮強度と EC¹⁴⁾の比較

Eurocode¹⁴⁾による耐力力曲線の比較を示す。同図の縦軸は、ハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度(M_u/M_y)を Eurocode による耐力力(M_u/M_y)_{EC} で無次元化した値を意味する。同図より、対象としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、Eurocode による耐力力の 116%から 254%となることがわかる。

以上の結果から、本研究で対象とした部材長に対するステンレス鋼の割合が 50%以下のハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼製 I 形断面梁を対象とした既存の設計基準類を用いることで安全側に評価できるといえる。

6. おわりに

本研究は、部材両端をステンレス鋼とした鋼製長柱の圧縮強度特性および鋼製 I 形断面梁の曲げ強度特性を数値計算により明らかにした。また、これらの数値計算結果は、現行の設計基準類の耐力力曲線による強度と比較し、ハイブリッド部材への適用性を検証した。本研究で得られた内容は、以下の通りである。

- (1) ハイブリッド長柱の荷重と変位の関係は、部材長に対するステンレス鋼の割合増大に伴い、初期勾配から二次勾配への変化が大きくなる。

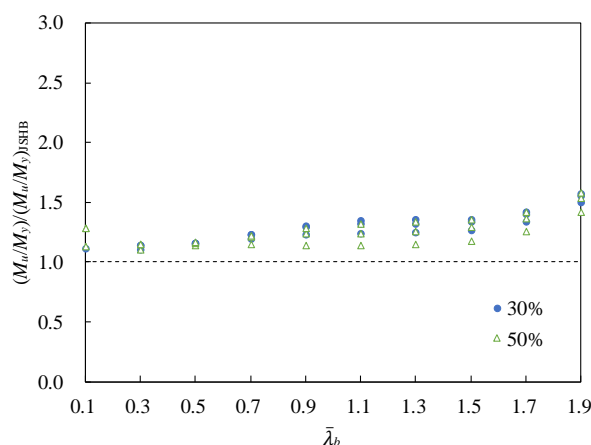


図-21 終局曲げ強度と JSHB¹³⁾の比較

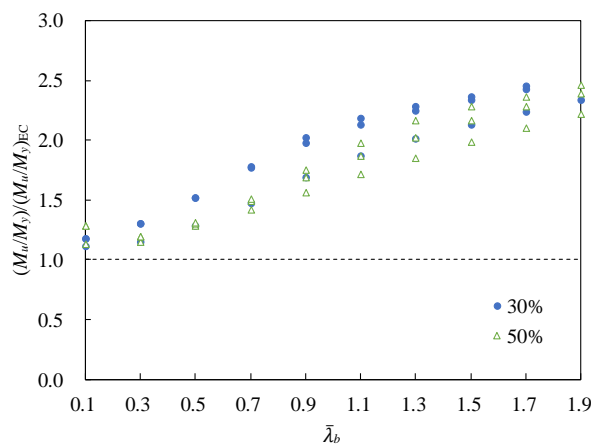


図-22 終局曲げ強度と EC¹⁴⁾の比較

- (2) 部材長に対するステンレス鋼の割合が 30%以下のハイブリッド長柱の終局圧縮強度は、炭素鋼製長柱の終局圧縮強度の 95%以上となる。
- (3) ハイブリッド長柱の終局圧縮強度時の圧縮変位は、ステンレス鋼の応力ひずみ関係を考慮して評価することで、炭素鋼製長柱と同等以下となる。
- (4) ハイブリッド I 形断面梁の曲げモーメントと回転角の関係は、部材長に対するステンレス鋼の割合増大に伴い、緩やかに勾配が減少した後、最大曲げモーメントに達する。
- (5) 部材長に対するステンレス鋼の割合が 30%以下のハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼製 I 形断面梁の終局曲げ強度の 95%以上となる。
- (6) 部材長に対するステンレス鋼の割合が 30%以下のハイブリッド長柱の終局圧縮強度は、既存の設計基準における耐荷力曲線を用いて安全側に評価できる。
- (7) 部材長に対するステンレス鋼の割合が 50%以下のハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、既存の設計基準における耐荷力曲線を用いて安全側に評価できる。

本研究で対象としたハイブリッド部材の強度特性は、特定の鋼種、応力ひずみ関係および初期不整を考慮した結果である。また、3、4 章で述べたように、ハイブリッド部材の強度は、最も強度が小さくなる結果において炭素鋼製部材の 87%となる。そのため、実用化の際には、部分係数の設定などの配慮が必要であると考え。今後は、ステンレス鋼と炭素鋼の部材軸方向接合における初期不整を考慮するなど、より多くの実験および数値計算データを蓄積することが期待される。

謝辞

本研究は平成 29 年度ユニオンツール育英奨学会研究助成により実施したものである。ここに記して謝意を表する。

参考文献

- 1) 名取暢, 西川和廣, 村越潤, 大野崇: 鋼橋の腐食事例調査とその分析, 土木学会論文報告集, No.668/I-54, pp.299-311, 2001.
- 2) 国土技術政策総合研究所: 鋼道路橋の局部腐食に関する調査研究, 国総研資料第 294 号, 2006.
- 3) 国土技術政策総合研究所: 道路橋の定期点検に関する参考資料ー橋梁損傷事例写真集ー, 国総研資料第 196 号, 2004.
- 4) 日本工業規格協会: JIS G4304 熱間圧延ステンレス鋼板および鋼帯, 日本工業規格協会, 2015.
- 5) ステンレス鋼の土木構造物への適用検討小委員会: 土木構造技術者のためのステンレス鋼ガイドブック,

日本鋼構造協会, pp.61-82, 2009.

- 6) Graham Gedge: Structural uses of stainless steel - buildings and civil engineering, Journal of Constructional Steel Research, Vol.64, pp.1194-1198, 2008.
- 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: 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.
- 9) 加藤健太郎, 宮寄靖大, 奈良敬: 単純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.
- 10) 和田勇輝, 宮寄靖大: ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成される I 形断面梁の曲げ強度特性および曲げ強度評価法, 構造工学論文集, Vol.63A, pp.92-105, 2017.
- 11) 井比亨, 宮寄靖大, 奈良敬: ステンレス鋼と炭素鋼で構成される圧縮補剛板の強度評価法, 構造工学論文集, Vol.63A, pp.78-91, 2017.
- 12) MSC. Software Co.: Marc User's Guide, MSC. Software Corporation, 2014.
- 13) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, II 鋼橋・鋼部材編, 日本道路協会, 2017.
- 14) European Committee for Standardization, CEN.: Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings, CEN, European Standard, EN1993-1-1, 2005.
- 15) 佐藤信輔, 宮寄靖大: 静的引張試験による二相系ステンレス鋼の材料特性, 鋼構造年次論文報告集, 第 24 巻, pp.297-304, 2016.
- 16) 宮寄靖大, 上谷明夫, 奈良敬: 溶接組立てされたステンレス鋼箱形短柱の終局強度, 鋼構造年次論文報告集, 第 17 巻, pp.367-374, 2009.
- 17) 宮寄靖大: SUS323L および SM570 製溶接組立部材断面の残留応力分布, 鋼構造年次論文報告集, 第 25 巻, pp.397-403, 2017.
- 18) 宮寄靖大, 大垣賀津雄: SUS323L および SM570 製溶接組立て短柱の圧縮強度特性, 鋼構造年次論文報告集, Vol.26, pp.462-469, 2018.
- 19) 桑村仁, 稲葉雄一郎, 磯崎あゆみ: ステンレス鋼薄肉長柱の曲げ座屈, 日本建築学会構造系論文集, No.549, pp.135-142, 2001.
- 20) 中村武, 榎田洋子: ステンレス鋼 H 形断面材の横座屈耐力に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.39B, pp.583-592, 1993.

(2018 年 9 月 21 日受付)

(2019 年 2 月 1 日受理)