

# 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

The bending strength behavior and the estimation method of the bending strength of I-section beam made of stainless steel and carbon mild steel

和田勇輝\*, 宮寄靖大†  
Yuki Wada, 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)

Stainless steels have higher corrosion resistance than carbon mild steels. Therefore, the stainless steel structures are expected to reduce their life cycle cost. In this study, the bending strength behavior of I-section beam made of stainless steels and carbon mild steels is clarified by numerical analysis. There are 31 patterns per one combination of I-section beam that change the material of the top and the bottom flange plates and the web plate. The pure bending strength behavior of these hybrid I-section beams is compared with I-section beam made of only carbon mild steel. In addition, this paper proposed the bending strength evaluation method of these hybrid I-section beam.

*Key Words: stainless steel, I-section beam, pure bending loading, hybrid structure*

キーワード: ステンレス鋼, I 形断面梁, 純曲げ負荷, ハイブリッド構造

## 1. はじめに

ステンレス鋼は, 従来から橋梁に使用されている構造用炭素鋼に比べて優れた耐食性を有しており, 構造部材に使用することでライフサイクルコストの低減が期待できる<sup>1)</sup>. また, ステンレス鋼は素地表面に不動態被膜を形成し, 無塗装使用が可能であるとともに, 100%リサイクルできるため, 優れた環境性を有する. このような理由から, ステンレス鋼を橋梁主部材に活用するための研究が進められている<sup>2-5)</sup>. しかし, ステンレス鋼の材料費は構造用炭素鋼に比べて大きくなるため, 構造部材全体をステンレス鋼とした場合, 建設費の増加が問題となる. そこで, 塵埃や水が滞留しやすい I 形断面梁の下フランジなどの腐食環境が厳しくなる部材をステンレス鋼, その他の部材を構造用炭素鋼とした 2 種類の材料を組み合わせたハイブリッド構造が有効であると考え<sup>6)</sup>. これに類似した研究例としては, 材料強度に着目し, 部材を構成する各板で強度を変化させた構造用炭素鋼製ハイブ

リッド構造部材の耐荷力特性や, 疲労特性を調べたものがある<sup>7-12)</sup>. しかし, 材料が異なる板で構成されたハイブリッド構造部材を対象とした研究はほとんどなされていない<sup>6,13-15)</sup>.

ステンレス鋼は, 構造用炭素鋼に比べて比例限界点が小さく, この点から非線形の応力ひずみ関係を示すとともに, ひずみ硬化域が大きく低降伏比である. そのため, 比例限強度を超える寸法を有する部材の強度は, 強度の発現とともに変形が大きくなることが考えられる. このような材料特性が異なるステンレス鋼と構造用炭素鋼を組み合わせた構造部材は, 炭素鋼のみの部材に比べてどの程度力学的特性が変化するかを定量的かつ詳細に調べた研究例がほとんど存在しない. このため, ステンレス鋼と構造用炭素鋼のハイブリッド構造部材を実用化するためには, これら部材の力学的特性を明らかにしておく必要がある.

本研究では, ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁が純曲げ負荷を受ける際の強度特性を数値計算<sup>16)</sup>により明らかにする. そして, これらの数値計算結果より, 純曲げ負荷を受けるハイブリッ

† 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<sup>5)</sup>

鋼種	弾性係数 $E(\text{GPa})$	ポアソン比 $\nu$	降伏応力 $\sigma_y(\text{MPa})$	0.2%耐力 $\sigma_{0.2}(\text{MPa})$	0.01%耐力 $\sigma_{0.01}(\text{MPa})$	引張強さ $\sigma_u(\text{MPa})$	降伏比 $(\sigma_y \text{ or } \sigma_{0.2})/\sigma_u$
SUS304	157	0.3	—	261	146	697	0.374
SUS304N2	173	0.3	—	402	253	723	0.557
SUS329J3L	202	0.3	—	533	346	749	0.712
SUS410L	204	0.3	—	362	241	486	0.720
SM400	200	0.3	249	—	—	417	0.597
SM490Y	200	0.3	388	—	—	543	0.715
SM570	200	0.3	504	—	—	593	0.850

ド I 形断面梁の終局曲げ強度評価法を提案する。なお、本研究で得られたハイブリッド I 形断面梁の強度特性は、同程度の材料強度を有する構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果と比較しながら明らかにする。

## 2. ハイブリッド I 形断面梁の数値計算法

### 2.1 対象材料

本研究で対象とするステンレス鋼は、オーステナイト系ステンレス鋼 SUS304 および SUS304N2、二相系ステンレス鋼 SUS329J3L、フェライト系ステンレス鋼 SUS410L の 4 鋼種である。また、これらのステンレス鋼と組み合わせる構造用炭素鋼は、同程度の材料強度を有する構造用炭素鋼 SM400、SM490Y および SM570 とする。そして、ハイブリッド断面とする際の材料の組み合わせは、SUS304 または SUS410L と SM400、SUS304N2 と SM490Y、SUS329J3L と SM570 とする。以上の対象材料の材料特性は、既往の材料試験により得られた結果を用いる<sup>5)</sup>。表-1 は、対象材料の機械的性質を示す。そして、図-1 は、以上の対象材料の応力ひずみ関係を示す。同図より、ステンレス鋼は、明確な降伏棚を有さない、ひずみの増加ととも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示すことがわかる。そのため、ステンレス鋼の塑性開始点および降伏応力は、0.01%耐力および 0.2%耐力とする。また、SUS410L は、組み合わせ材料である SM400 に比べて材料強度が大きいので、ハイブリッド断面における強度の違いによる I 形断面梁の強度特性にも着目する。

### 2.2 数値計算モデル

図-2 は、本研究で対象とする純曲げ負荷を受ける I 形断面梁の形状を示す。対象とする I 形断面は、フランジを自由突出板 4 枚で、腹板を周辺単純支持板 1 枚で構成されるものと仮定する。そして、これらの板の寸法は、弾性座屈耐力が最小となる縦横比で決定し、フランジの突出幅  $b$  を 100mm、腹板高さ  $h$  を 800mm、梁の長さ  $a$  を 530mm とした。ここで、同図中の  $H$  は梁の高さを、 $B$  は上下フランジ幅を、 $y_0$  は下フランジ下端からの中立軸の位置を意味する。また、上下フランジおよび腹板の板厚  $t_{uf}$ 、 $t_{lf}$  および  $t_w$  は、式(1)に示す幅厚比パラメータ  $\bar{\lambda}_{pf}$  お

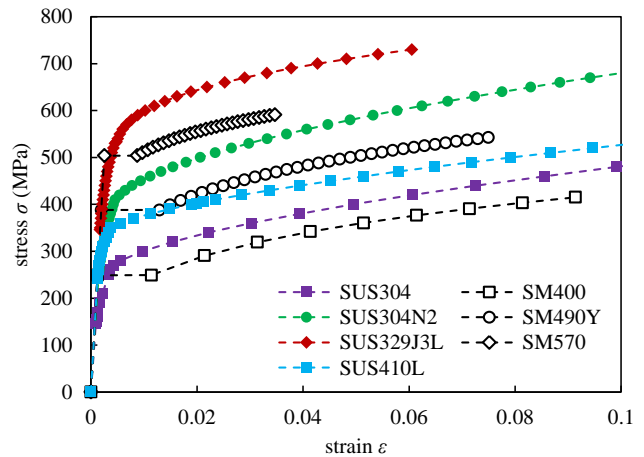
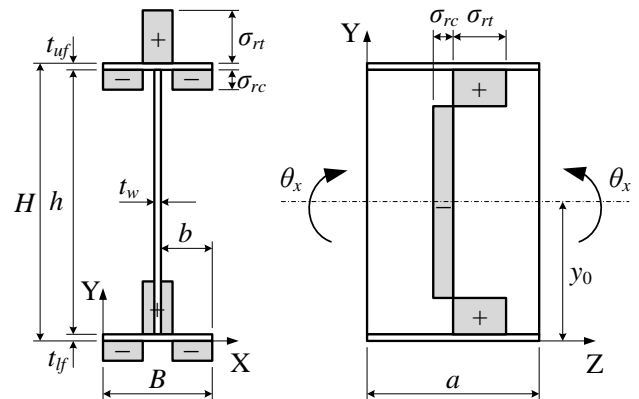
図-1 対象材料の応力ひずみ関係<sup>5)</sup>

図-2 純曲げ負荷を受ける I 形断面梁

表-2 幅厚比パラメータの組合せ

$\bar{\lambda}_{pf}$	$\bar{\lambda}_{pw}$
0.5	0.7, 0.9, 1.1, 1.3, 1.5
0.7	0.9, 1.1, 1.3, 1.5
0.9	1.1, 1.3, 1.5

よび  $\bar{\lambda}_{pw}$  により決定する。

$$\bar{\lambda}_{pf} = \frac{b}{t_f} \sqrt{\frac{\sigma_{yf} 12(1-\nu^2)}{E_f \pi^2 k_f}} \quad (1.a)$$

$$\bar{\lambda}_{pw} = \frac{h}{t_w} \sqrt{\frac{\sigma_{yw} 12(1-\nu^2)}{E_w \pi^2 k_w}} \quad (1.b)$$

ここで、 $t_f$  は上または下フランジの板厚  $t_{uf}$  または  $t_{lf}$  を、 $\sigma_{yf}$  および  $\sigma_{yw}$  は上下フランジおよび腹板を構成する材料の降伏応力を、 $E_f$  および  $E_w$  は上下フランジおよび腹板を構

表-3 I形断面梁の断面構成

モデル名	上フランジ	腹板	下フランジ	モデル名	上フランジ	腹板	下フランジ
HOSM40	SM400	SM400	SM400	HOSM57	SM570	SM570	SM570
MHY40-40-04			SUS304	MHY57-57-J3L			SUS329J3L
MHY40-04-40		SUS304	SM400	MHY57-J3L-57		SUS329J3L	SM570
MHY40-04-04			SUS304	MHY57-J3L-J3L			SUS329J3L
MHY04-40-40	SUS304	SM400	SM400	MHYJ3L-57-57	SUS329J3L	SM570	SM570
MHY04-40-04			SUS304	MHYJ3L-57-J3L			SUS329J3L
MHY04-04-40		SUS304	SM400	MHYJ3L-J3L-57		SUS329J3L	SM570
HO304			SUS304	HO329J3L			SUS329J3L
HOSM49	SM490Y	SM490Y	SM490Y	MHY40-40-10L	SM400	SM400	SUS410L
MHY49-49-N2			SUS304N2	MHY40-10L-40		SUS410L	SM400
MHY49-N2-49		SUS304N2	SM490Y	MHY40-10L-10L			SUS410L
MHY49-N2-N2			SUS304N2	MHY10L-40-40	SUS410L	SM400	SM400
MHYN2-49-49	SUS304N2	SM490Y	SM490Y	MHY10L-40-10L			SUS410L
MHYN2-49-N2			SUS304N2	MHY10L-10L-40		SUS410L	SM400
MHYN2-N2-49		SUS304N2	SM490Y	HO410L			SUS410L
HO304N2			SUS304N2				

成する材料の弾性係数を、 $k_f$ および $k_w$ は上下フランジおよび腹板の座屈係数を意味する。なお、 $\sigma_y$ および $E_f$ については、上下フランジで材料が異なる場合、上フランジの材料定数 $\sigma_{yf}$ および $E_{yf}$ を、下フランジの材料定数 $\sigma_{yf}$ および $E_{yf}$ を用いて式(1.a)を表すこととする。ここで、 $k_f$ は0.425とし、 $k_w$ は上フランジと下フランジを構成する材料の組み合わせにより中立軸の位置が変化するため、式(2)に示す座屈係数を用いる。式(2)は、既往の研究<sup>17),18)</sup>にて固有値解析により得られた結果を表している。

$$k_w = \begin{cases} 23.9 & (\Phi=2) \\ 10\Phi^2 - 13.73\Phi + 11.36 & (1 \leq \Phi < 2) \\ 6.82\Phi^2 - 4.24\Phi + 5.1 & (2 < \Phi \leq 5) \end{cases} \quad (2.a)^{17),18)}$$

$$\Phi = \frac{\sigma_1 - \sigma_2}{\sigma_1} \quad (2.b)^{17),18)}$$

ここで、 $\Phi$ は応力勾配を、 $\sigma_1$ および $\sigma_2$ は腹板の圧縮縁応力および引張縁応力を意味する。なお、 $\sigma_1$ および $\sigma_2$ は圧縮応力を正としている。表-2は、既往の研究<sup>19)</sup>を参考にし、本研究で対象とする幅厚比パラメータの組み合わせを示す。また、本研究で対象とした断面の細長比パラメータは最大で約0.03である。そのため、対象とするI形断面梁は、梁の全体座屈に比べて、断面を構成する板の局部座屈により終局強度が発現する形状である。

数値計算モデルでは、初期不整として溶接残留応力および初期たわみを考慮する。まず、溶接残留応力は、既往の研究<sup>20)</sup>から構造用炭素鋼とステンレス鋼で明確な差が見られないことが確認されているため、図-2中に示す自己平衡を保つ矩形分布とし、その大きさを式(3)により与える。

$$\sigma_w = -0.3\sigma_y (= -0.3\sigma_{0.2}), \quad \sigma_n = \sigma_y (= \sigma_{0.2}) \quad (3.a, 3.b)$$

つぎに、初期たわみは、図-2中に示す座標軸をもとに、式(4)に示す形状で与える。なお、初期たわみの最大値は、道路橋示方書<sup>21)</sup>による設計許容値を用いる。

$$W_{uf0} = -\frac{B}{200} \sin \frac{\pi Z}{a} \cos \frac{\pi X}{B} + h \quad (4.a)$$

$$W_{lf0} = \frac{B}{200} \sin \frac{\pi Z}{a} \cos \frac{\pi X}{B} \quad (4.b)$$

$$W_{w0} = \frac{h}{250} \sin \frac{\pi Z}{a} \sin \frac{\pi Y}{h} + \frac{B}{2} \quad (4.c)$$

ここで、 $W_{uf0}$ 、 $W_{lf0}$ および $W_{w0}$ は上フランジ、下フランジおよび腹板の初期たわみの値を意味する。

以上で説明したI形断面梁は、フランジを8×18分割、腹板を二軸対称断面では18×26分割、一軸対称断面では中立軸の位置を考慮するために18×27分割として、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。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大きい2節点梁要素を設け、中立軸の位置における2つの節点でX軸回りの強制回転角 $\theta_x$ により与える。表-3は、本研究で対象とするI形断面梁の断面構成を示す。同表中に示すように、上フランジ、腹板、下フランジで材料を変化させた各組み合わせ材料につき8パターンの断面構成を対象とする。ここで、上フランジと下フランジで材料が異なる場合、上フランジと下フランジの板厚が異なるため、一軸対称断面となる。

## 2.3 数値計算法の妥当性の検証

本研究に用いる数値計算法の妥当性は、既往の実験結果<sup>22)</sup>との比較により検証する。まず、使用材料は、60キロ級高張力鋼で降伏比が約90%の焼入れ焼戻し型のものである。また、応力ひずみ関係は文献<sup>22)</sup>の材料試験結果を用いる。そして、残留応力は図-2に示す残留応力分布とし、図-3に示す大きさで与える。初期たわみは文献<sup>22)</sup>と同様にして与える。図-3は、実験結果<sup>22)</sup>と本研究で扱う数値計算結果の曲げモーメントと回転角の関係を比較したものである。同図より、本研究で扱う数値

計算により得られた荷重変位関係は、実験結果とほぼ同様の傾向を示していることがわかる。また、数値計算により得られた終局曲げ強度は、実験結果の終局曲げ強度を約2.7%の精度で再現していることがわかる。

図-4 は、上下フランジを炭素鋼かつ腹板をステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁が純曲げ荷を受ける際の Z 軸方向のひずみ分布を示す。同図の数値計算モデルは、初期不整を考慮していない。なお、材料はマルチリニア型のひずみ硬化を考慮した応力塑性ひずみ関係としている。同図の縦軸は、I 形断面梁の高さ方向 Y を梁全体の高さ  $H$  で無次元化した値を、横軸は  $X=B/2$ ,  $Z=a/3$  の辺における Z 軸方向のひずみ量  $\varepsilon_z$  を示す。同図より、弾性域においては、腹板の中央に中立軸があることが確認できる。このことから、本研究で対象とする数値計算モデルは、平面保持の仮定を満たしていることが確認できる。

以上の結果より、本研究で使用する数値計算モデルは、妥当であると判断し、以降の純曲げ荷を受けるハイブリッド I 形断面梁の強度特性を述べる。

### 3. ハイブリッド I 形断面梁の純曲げ強度特性

#### 3.1 曲げモーメントと回転角の関係

図-5 は、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ ,  $\bar{\lambda}_{pw}=1.1$ における対象とした 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により得られた曲げモーメント  $M$  を式(5)で定義する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回転角  $\theta$  を式(6)で定義する降伏回転角  $\theta_y$  で無次元化した値を意味する。式(5)の降伏曲げモーメント  $M_y$  は、AASHTO<sup>23)</sup>にて規定される形を用いる。ここで、二軸対称断面の  $M_y$  は、上下フランジと腹板の降伏時の曲げ応力分布形状の不連続性を除去した形の式を用いる。また、一軸対称断面の  $M_y$  は、圧縮フランジと引張フランジで材料強度の小さい方が先に降伏すると仮定し、先行降伏する領域のフランジおよび腹板の降伏時の曲げ応力分布形状から降伏曲げモーメントを算出する。そして、式(6)の降伏回転角  $\theta_y$  は、腹板を構成する材料の縁応力が降伏応力に達するときの回転角とする。

$$M_y = \begin{cases} \frac{\sigma_{yf} A_f H}{24} [12 + \beta(3\alpha - \alpha^3)] & (\sigma_{yw} \leq \sigma_{yuf} = \sigma_{ylf}) \\ \frac{\sigma_{yf} A_f H}{24} [12 + \beta(4 - 3\alpha + \alpha^3)] & (\sigma_{yuf} = \sigma_{ylf} \leq \sigma_{yw}) \\ \frac{\sigma_{yf} A_f H}{6} \{6 + \beta\psi[(3-\psi) - (1-\alpha)^2(3-\psi+\psi\alpha)]\} & (\sigma_{yw} \leq \sigma_{yf}) \\ \frac{\sigma_{yf} A_f H}{6} \{6 + \beta\psi[(3-\psi) + (1-\alpha)^2(3-\psi+\psi\alpha)]\} & (\sigma_{yf} \leq \sigma_{yw}) \end{cases} \quad (5.a)$$

$$\sigma_{yf} = \min(\sigma_{yuf}, \sigma_{ylf}), \quad \psi = \max\left(\frac{y_0}{H}, \frac{H-y_0}{H}\right) \quad (5.b,c)$$

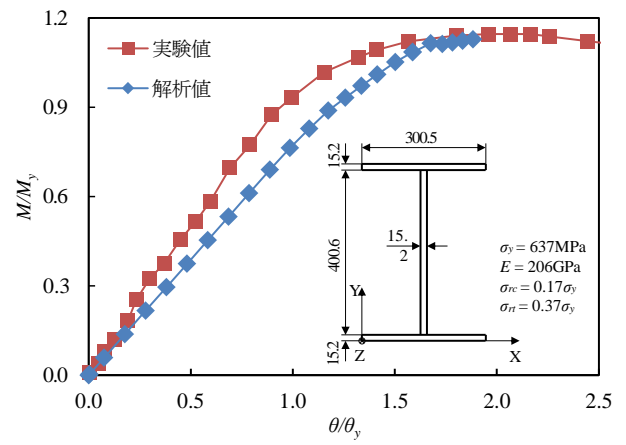


図-3 実験結果<sup>22)</sup>との比較

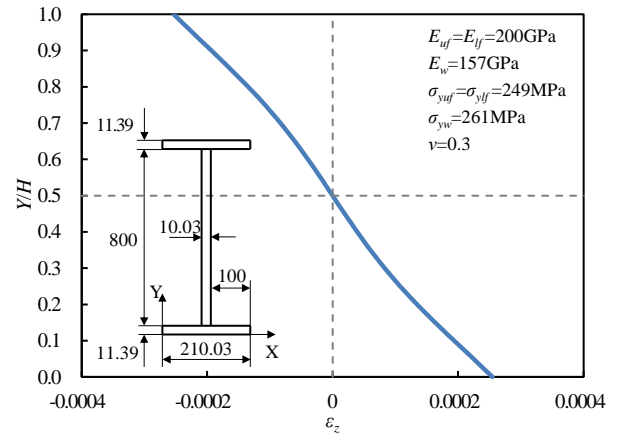


図-4 対象とした I 形断面梁の弾性時のひずみ分布

$$\alpha = \sigma_{yw}/\sigma_{yf}, \quad \beta = A_w/A_f \quad (5.d,e)$$

$$\theta_y = \tan^{-1} \frac{a \sigma_{yw}/E_w}{h - (y_0 - t_{yf})} \quad (6)$$

ここで、 $\alpha$  はフランジと腹板の降伏応力の比を、 $\beta$  はフランジと腹板の断面積比を、 $\psi$  は上フランジ上端または下フランジ下端からの中立軸の位置と梁の高さの比を意味する。

同図(a), (b), (c)より、上フランジを Cr-Ni 系ステンレス鋼とした I 形断面梁の曲げモーメントと回転角の関係は、上フランジを構造用炭素鋼とした I 形断面梁に比べて剛性の低下が早期に発生し、回転角の増大に伴い緩やかに曲げモーメントが上昇することがわかる。これは、圧縮荷重による座屈が生じる上フランジに用いた材料特性が梁全体の強度に影響する結果を表している。このように、同程度の材料強度を有するステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成される I 形断面梁の曲げモーメントと回転角の関係は、圧縮荷重を受けるフランジを構成する材料によりその傾向が異なることがわかる。

つぎに、同図(d)より、上フランジを SM400 とした I 形断面梁の曲げモーメントと回転角の関係は、上フランジと腹板の材料の組み合わせにより初期剛性が変化していることがわかる。一方、上フランジを SUS410L とした

I 形断面梁の曲げモーメントと回転角の関係は、断面構成により傾向が異なることがわかる。これは、上フランジを SUS410L とした I 形断面梁の場合、SUS410L と SM400 の材料強度の差が大きく、曲げモーメントを無次元化する際の降伏曲げモーメントの値が上フランジと下フランジの材料の組み合わせにより大きく異なるためである。

### 3.2 終局曲げ強度

図-6 および図-7 は、本研究で対象とした I 形断面梁の終局曲げ強度と幅厚比パラメータの関係を示す。同図の縦軸は数値計算により得られた終局曲げモーメント  $M_u$  を式(5)の降伏曲げモーメント  $M_y$  で無次元化した値を、横軸は腹板の幅厚比パラメータを意味する。図-6(a)および図-7(a)の  $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$  の場合、上フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.99 倍から約 1.11 倍、SUS329J3L と SM570 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が等倍から約 1.09 倍となる。これらの結果は、上フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁の場合、後述する終局曲げ強度時の回転角が大きく発生するため、引張領域となる断面の塑性化が進行するとともに、上フランジの面外変形に伴うひ

ずみ硬化が発生することにより、梁全体としての強度が大きくなることを表している。

つぎに、図-7 の SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度についてみると、上フランジを SUS410L かつ下フランジを SM400 とした I 形断面梁は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果の約 1.17 倍から約 1.36 倍となる。これは、上フランジを SUS410L かつ下フランジを SM400 とした I 形断面梁の場合、I 形断面を構成する上フランジのみまたは上フランジと腹板の高強度化が単一材料で構成される梁に比べて梁全体の曲げ強度を上昇できることを意味している。また、上下フランジを SUS410L とした I 形断面梁の終局曲げ強度は、構造用炭素鋼のみの結果の約 0.90 倍から約 0.97 倍の大きさとなる。これは、上下フランジを SUS410L かつ腹板を SM400 とした I 形断面梁の場合、材料強度の差により上下フランジに比べて腹板の板厚が薄くなり、腹板が座屈することで終局曲げ強度に達するため強度が小さくなることを表している。

上フランジを構造用炭素鋼かつ下フランジをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成される断面で約 0.82 倍から約 0.94 倍、SUS329J3L と SM570 で構成される断面で約 0.89 倍から約 0.97 倍、SUS410L と

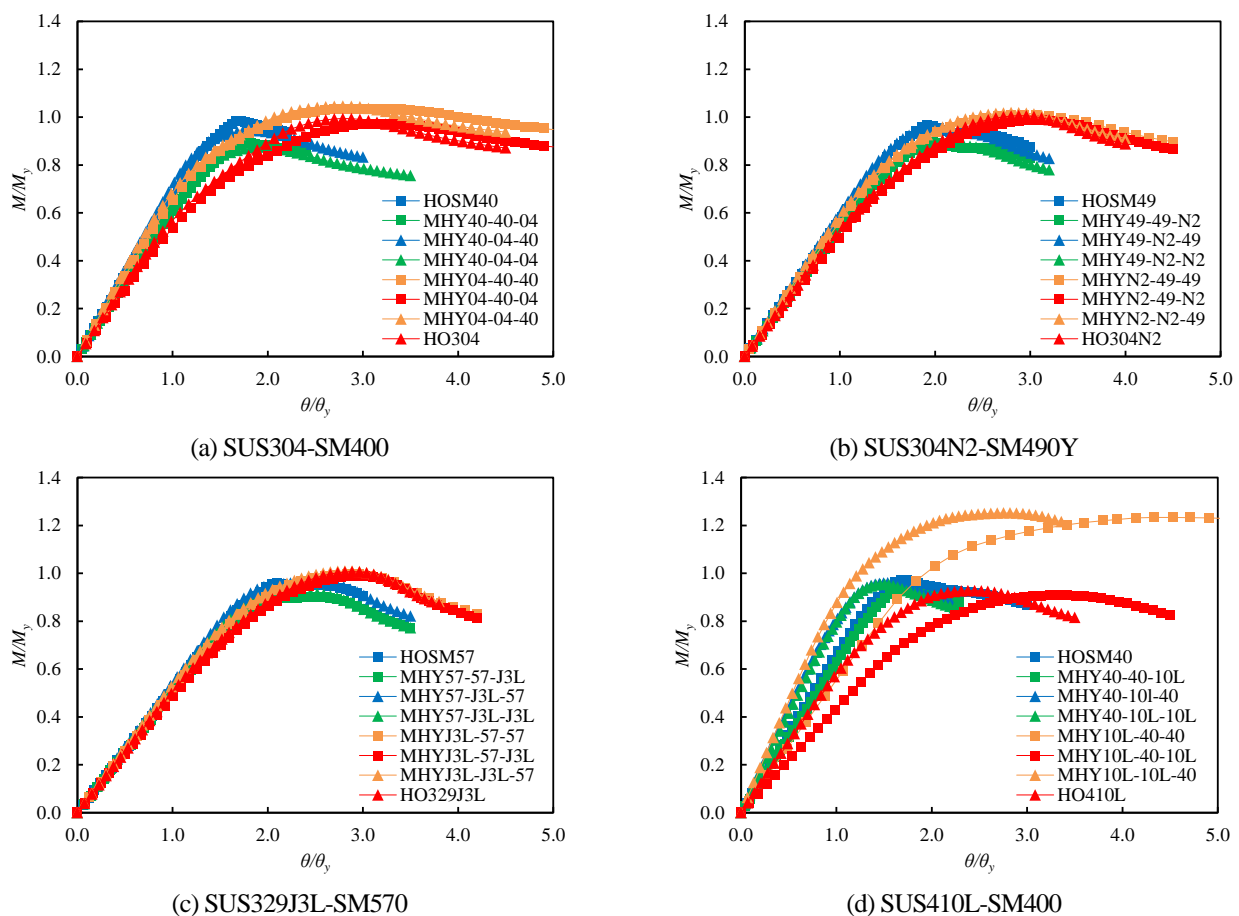


図-5  $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ ,  $\bar{\lambda}_{pw}=1.1$ における曲げモーメントと回転角の関係

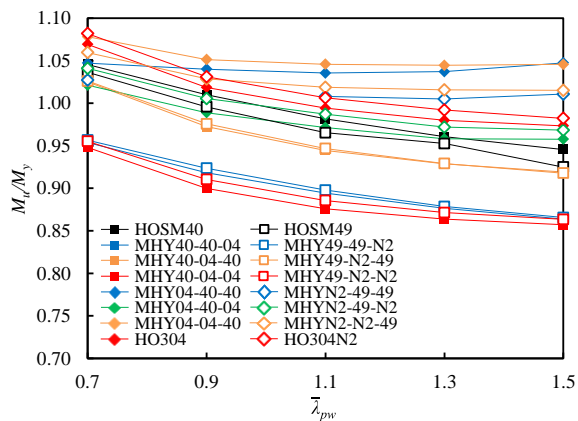


SM400 で構成される断面で約 0.94 倍から約 1.02 倍となる。これは、上フランジに構造用炭素鋼を用いたハイブリッド I 形断面梁は、変形が進行せずに終局曲げ強度を迎えるため、ひずみ硬化に伴う応力上昇が期待できるステンレス鋼の材料特性が有効に作用しないことを表している。

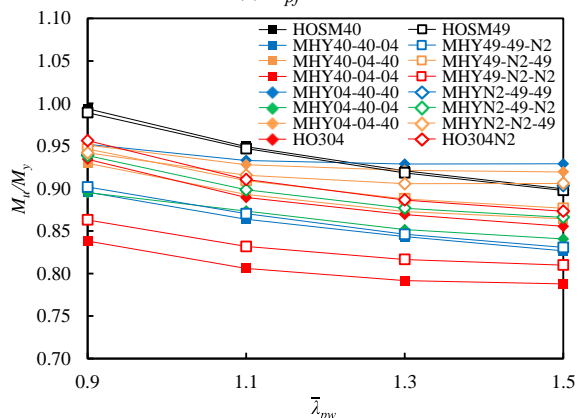
### 3.3 ハイブリッド係数を考慮した終局曲げ強度

AASHTO<sup>24)</sup>では、腹板を上下フランジに比べて低強度とした異なる強度の構造用炭素鋼同士を組み合わせたハイブリッド構造について定義している。本研究では、ハ

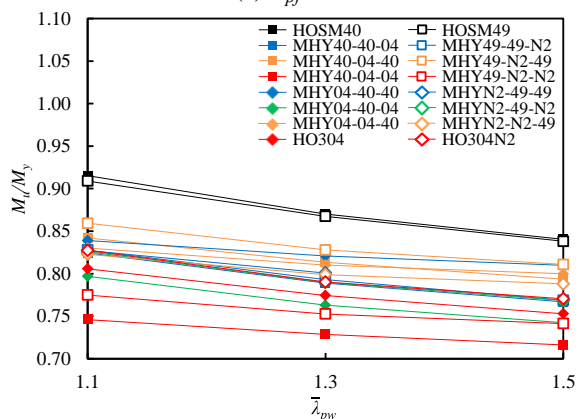
イブリッド係数として、ステンレス鋼と炭素鋼を組み合わせたハイブリッド I 形断面梁の降伏曲げモーメントを構造用炭素鋼のみで構成される I 形断面梁の降伏曲げモーメントで除した値をハイブリッド係数  $R_h$  として定義する。なお、AASHTO<sup>23)</sup>で定義される高強度材で構成される I 形断面の腹板のみを低強度材としたハイブリッド係数と異なることに注意されたい。このようなハイブリッド係数を考慮した終局曲げ強度の表現は、断面内で材料が変化する I 形断面梁について、構造用炭素鋼のみで構成される I 形断面梁との比較を行うことができる。



(a)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$

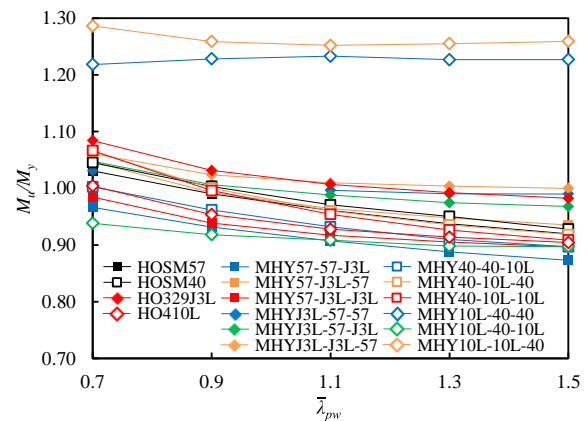


(b)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$

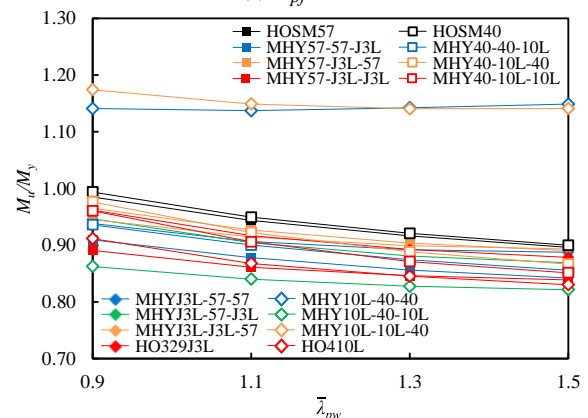


(c)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.9$

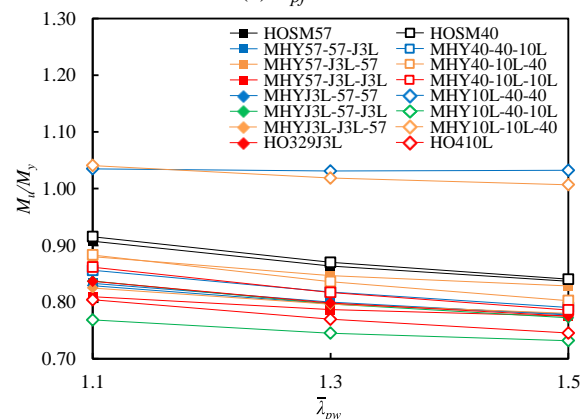
図-6 終局曲げ強度と幅厚比パラメータの関係  
(SUS304-SM400, SUS304N2-SM490Y)



(a)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$



(b)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$



(c)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.9$

図-7 終局曲げ強度と幅厚比パラメータの関係  
(SUS329J3L-SM570, SUS410L-SM400)

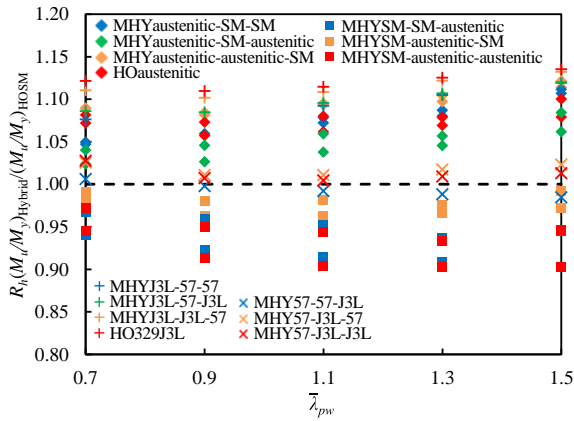
$$R_h = \frac{M_y}{M_{y\_SM}} \quad (7)$$

ここで、 $M_{y\_SM}$  はハイブリッド断面と同様の寸法の構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の全断面降伏を仮定した降伏曲げモーメントを意味する。

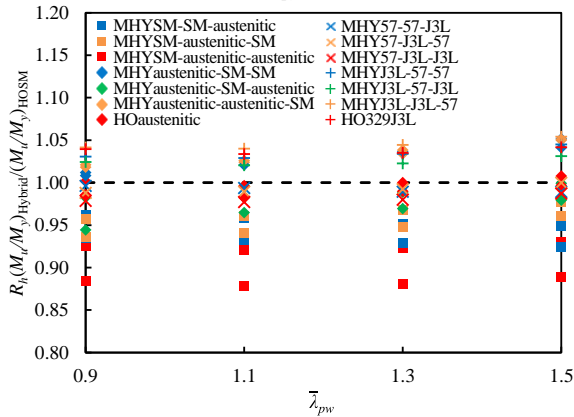
図-8 および図-9 は、3.2 で述べた無次元化した終局曲げ強度に式(7)で定義するハイブリッド係数  $R_h$  を乗じた場合の強度と構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度を比較した結果を示す。両図の縦軸はハイブリッド I 形断面梁の無次元化した終局曲げ強度( $M_u/M_y$ )<sub>Hybrid</sub> にハイブリッド係数  $R_h$  を乗じた値を構造用炭素鋼のみの I

表-4 対象とした I 形断面梁のハイブリッド係数

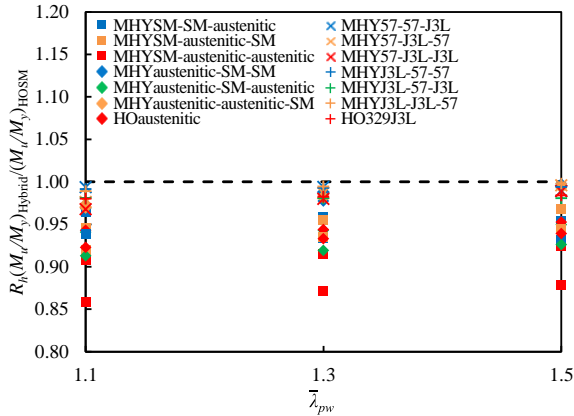
モデル名	ハイブリッド係数		モデル名	ハイブリッド係数	
	最小値	最大値		最小値	最大値
MHY40-40-04	0.99	1.04	MHY57-57-J3L	1.04	1.08
MHY40-04-40	1.00	1.00	MHY57-J3L-57	1.01	1.01
MHY40-04-04	1.00	1.05	MHY57-J3L-J3L	1.04	1.09
MHY04-40-40	1.00	1.06	MHYJ3L-57-57	1.04	1.09
MHY04-40-04	1.05	1.05	MHYJ3L-57-J3L	1.06	1.07
MHY04-04-40	1.01	1.07	MHYJ3L-J3L-57	1.04	1.09
HO304	1.05	1.05	HO329J3L	1.06	1.07
MHY49-49-N2	1.01	1.06	MHY40-40-10L	0.97	1.03
MHY49-N2-49	1.00	1.00	MHY40-10L-40	1.07	1.12
MHY49-N2-N2	1.01	1.06	MHY40-10L-10L	1.03	1.12
MHYN2-49-49	1.02	1.07	MHY10L-40-40	0.99	1.05
MHYN2-49-N2	1.04	1.04	MHY10L-40-10L	1.38	1.41
MHYN2-N2-49	1.02	1.08	MHY10L-10L-40	1.04	1.14
HO304N2	1.04	1.04	HO410L	1.45	1.46



(a)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$

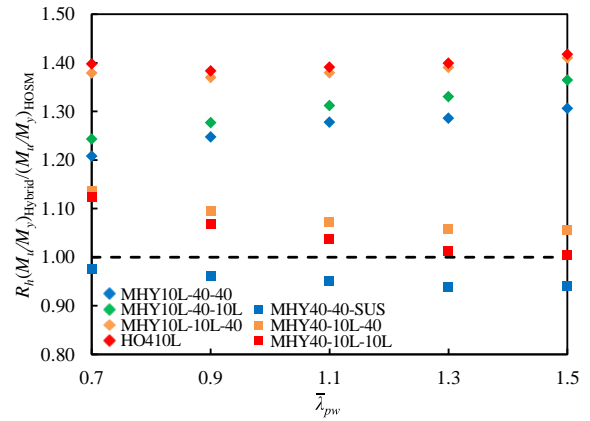


(b)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$

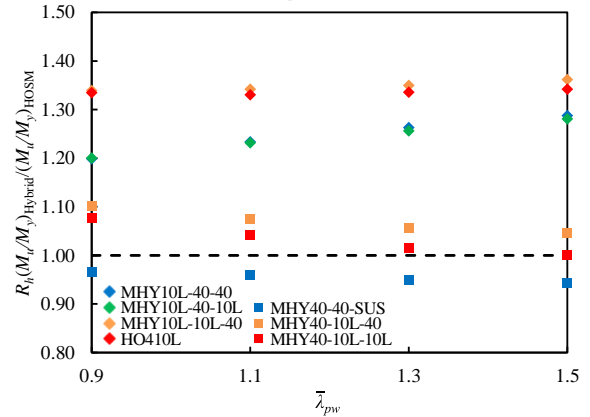


(c)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.9$

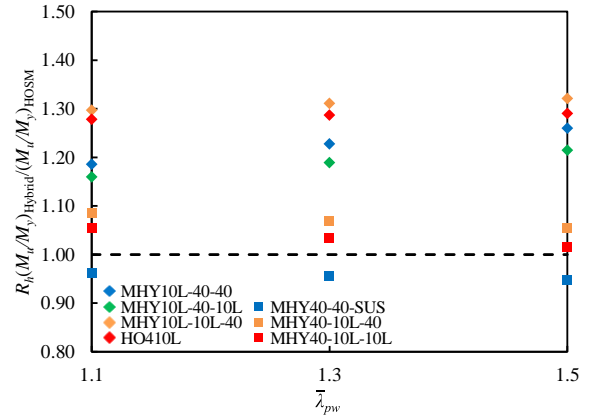
図-8 ハイブリッド係数を考慮した終局曲げ強度の比較 (Cr-Ni 系ステンレス鋼—構造用炭素鋼)



(a)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$



(b)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$



(c)  $\bar{\lambda}_{pf}=0.9$

図-9 ハイブリッド係数を考慮した終局曲げ強度の比較 (SUS410L-SM400)

形断面梁の無次元化した終局曲げ強度( $M_u/M_y$ )<sub>HOSM</sub> で除した値を、横軸は腹板の幅厚比パラメータを意味する。また、表-4 は、対象とした I 形断面梁のハイブリッド係数の最小値および最大値を示す。同表より、同程度の材料強度で構成されるハイブリッド I 形断面梁のハイブリッド係数は、約 0.99 から約 1.09 となる。一方、材料強度が異なる SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁のハイブリッド係数は、上下フランジを SUS410L とした断面において約 1.38 から約 1.46 であり、他の組み合わせ材料の断面に比べて大きくなることわかる。

図-8 および図-9 より、上フランジを構造用炭素鋼かつ腹板および下フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.86 倍から約 0.97 倍および約 0.90 倍から約 0.97 倍、SUS329J3L と SM570 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.97 倍から約 1.03 倍および約 0.98 倍から約 1.10 倍、SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 1.01 倍から約 1.12 倍および約 0.94 倍から約 0.98 倍となる。また、上フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.91 倍から約 1.11 倍、SUS329J3L と SM570 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.98 倍から約 1.14 倍、SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 1.16 倍から約 1.42 倍となる。ここで、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度が他の材料の組み合わせの終局曲げ強度に比べて小さくなる理由は、材料の応力ひずみ関係において、オーステナイト系ステンレス鋼の弾性係数が他のステンレス鋼に比べて小さく、塑性化による剛性の低下が他のステンレス鋼に比べて大きいためである。

以上の結果より、ハイブリッド係数を考慮したハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.86 倍以上、SUS329J3L と SM570 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.97 倍以上、SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.94 倍以上となる。そして、耐食性の観点から有効であると判断する上フランジを構造用炭素鋼かつ腹板および下フランジをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁または上フランジおよび腹板を構造用炭素鋼かつ下フランジをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.86 倍から約 0.97 倍また

は約 0.90 倍から約 0.97 倍、SUS329J3L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.97 倍から約 1.03 倍または約 0.98 倍から約 1.10 倍、SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が等倍から約 1.12 倍または約 0.94 倍から約 0.98 倍となる。

### 3.4 終局曲げ強度時の回転角

図-10 および図-11 は、対象としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角を、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果を基準として表している。両図の縦軸はハイブリッド I 形断面梁の無次元化した終局曲げ強

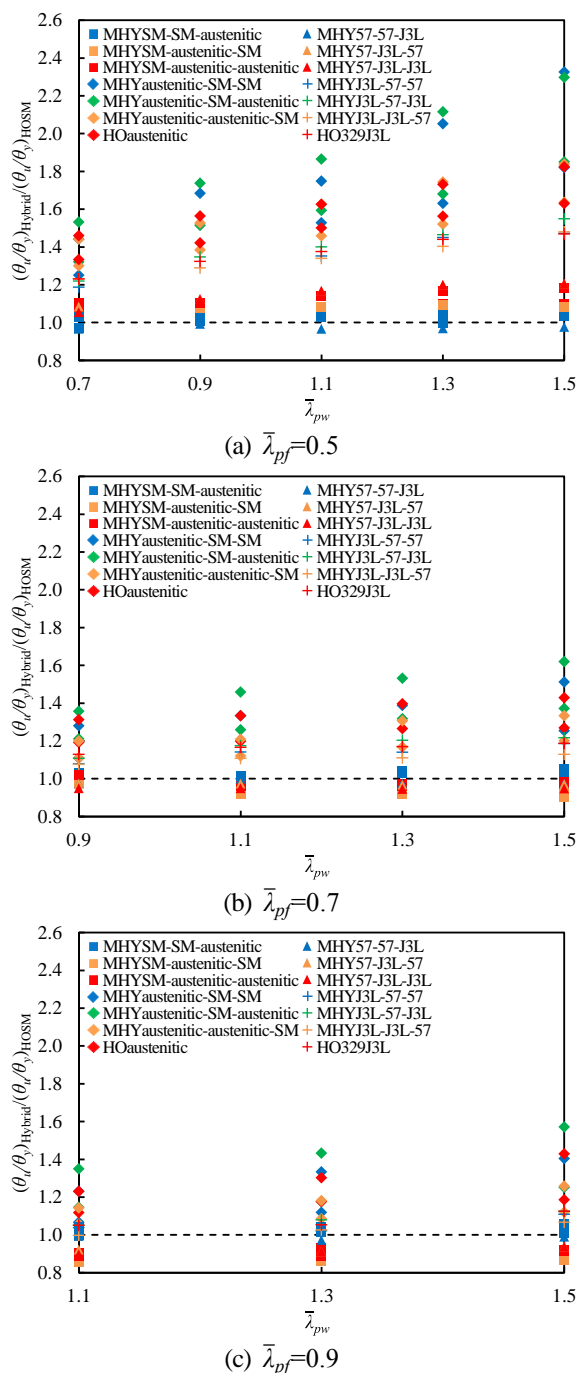


図-10 終局曲げ強度時の回転角と幅厚比パラメータの関係 (Cr-Ni 系ステンレス鋼-構造用炭素鋼)



度時の回転角 $(\theta_u/\theta_y)_{Hybrid}$ を、同程度の材料強度を有する構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の無次元化した終局曲げ強度時の回転角 $(\theta_u/\theta_y)_{HOSM}$ で除した値を、横軸は腹板の幅厚比パラメータを表している。これらの図より、上フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁が最大で約 2.33 倍、SUS329J3L と SM570 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が最大で約 1.55 倍、SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が最大で約 2.96 倍となることがわかる。これは、小さな応力レベルから非線形を示すステンレス鋼の材料特性に依存した結果である。このように、上フランジをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて最大で約 2.96 倍となり、変形を抑制した曲げ強度を評価することが必要であるといえる。この変形に着目したハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度については、4.2 で述べる。

つぎに、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ の場合についてみると、上フランジを構造用炭素鋼かつ腹板をステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて、Cr-Ni 系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 1.05 倍から約 1.20 倍、SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.87 倍から約 0.94 倍となる。そして、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ および 0.9 の場合には、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて Cr-Ni 系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.92 倍から約 1.02 倍、SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が約 0.80 倍から約 0.90 倍となる。これは、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ および 0.9 の場合には、腹板を Cr-Ni ステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁が、早期の曲げ剛性の低下により、腹板が十分に変形する前に上フランジの局部座屈により梁全体の終局曲げ強度に達することによる。また、腹板を上フランジに比べて高強度とした SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、上フランジに比べて腹板が高強度となり、腹板が降伏する前に上フランジの局部座屈が発生することで、終局曲げ強度時の回転角が小さくなる。

### 3.5 終局曲げ強度時の変形モード

図-12 は、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ かつ $\bar{\lambda}_{pw}=1.1$ の SUS304 と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度時の変形形状および応力等高線図を示す。同図中の応力は、等方 Mises 応力を示しており、最低値（青色）が構造用炭素鋼の降伏応力 $\sigma_y$ を、最高値（黄色）が最大応力値 $\sigma_{max}$ （=305MPa）を意味する。また、これらの変形モードは、全て変形倍率を 10 倍として表示している。同図より、

SUS304 と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁の変形形状は、上フランジと腹板を構成する材料により傾向が異なることがわかる。上フランジまたは腹板を SUS304 とした I 形断面梁は、SM400 のみの I 形断面梁に比べて終局曲げ強度時の変形が大きくなることがわかる。これは、上フランジを SUS304 とした I 形断面梁では、前述した終局曲げ強度時の回転角が構造用炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて大きくなるため、終局曲げ強度時の面外変形も大きくなる。そして、上フランジを SM400 かつ腹板を SUS304 とした I 形断面梁では、腹板の変形が早期に進行し、フランジの変形が腹板の変形に追従す

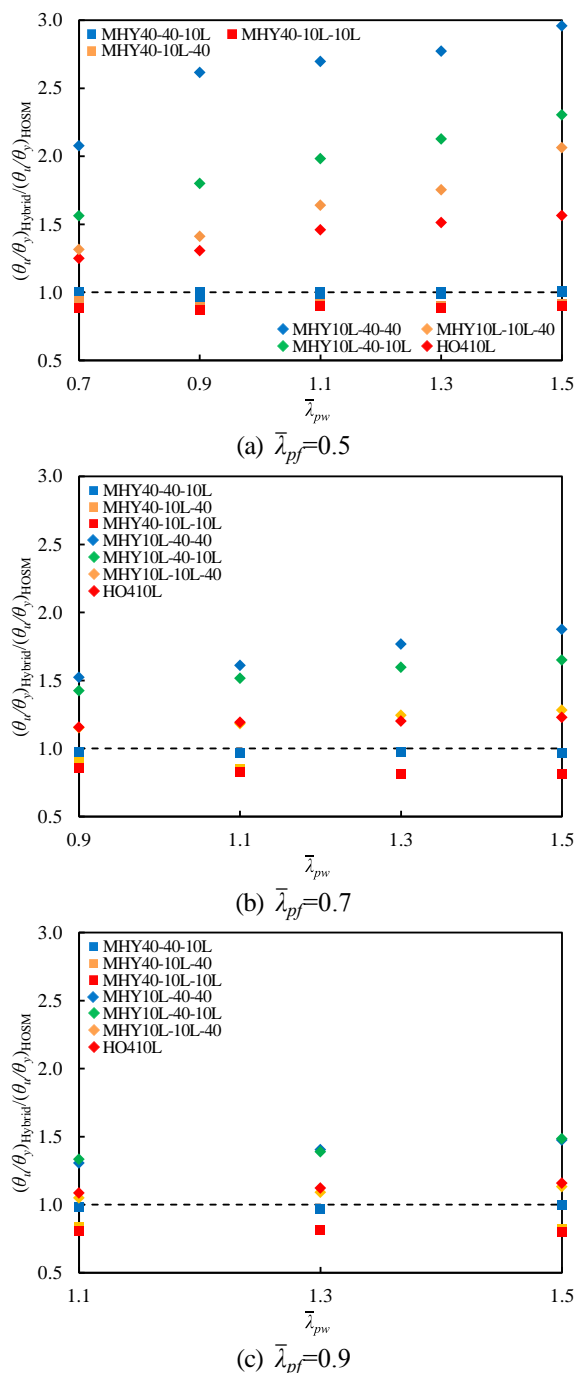


図-11 終局曲げ強度時の回転角と幅厚比パラメータの関係 (SUS410L-SM400)

るため、終局曲げ強度時の変形が大きくなる。なお、これらの結果は、本研究で対象としたその他の材料を組み合わせたハイブリッド I 形断面梁についても同様の傾向が見られた。

図-12 の I 形断面梁の終局曲げ強度時の応力分布に着目すると、上フランジを SM400 かつ下フランジを SUS304 とした I 形断面梁は、下フランジが降伏強度に達していないことがわかる。これは、下フランジが降伏する前に上フランジまたは腹板の局部座屈により終局曲げ強度に達するためである。そして、上フランジを SUS304 とした I 形断面梁は、上フランジの面外変形が大きく生じる部分に応力が集中していることがわかる。このことから、上フランジを SUS304 とした I 形断面梁は、 $\bar{\lambda}_{pf}$  が小さい場合、上フランジの塑性化に伴うひずみ硬化により梁全体の強度の上昇が大きくなる。

#### 4. 純曲げ負荷を受けるハイブリッド I 形断面梁の終局強度評価法

本章では、3 章で述べた数値計算結果に基づいて、純曲げ負荷を受けるステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度評価式を提案する。まず、ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド構造部材の終局強度のみに着目した場合の終局曲げ強度評価式を述べる。つぎに、ステンレス鋼は、ラウンドハウス型の応力ひずみ曲線を示し、それらの材料特性が板の強度特性に及ぼす影響が明らかにされている<sup>29)</sup>。そのため、本研究で変形に伴う強度上昇が期待できるステンレス鋼構造部材は、強度のみに着目した場合、炭素鋼製部材に比べて変形が大きくなることが危惧される。そこで本章では、変位に着目した場合の強度特性についても述べる。

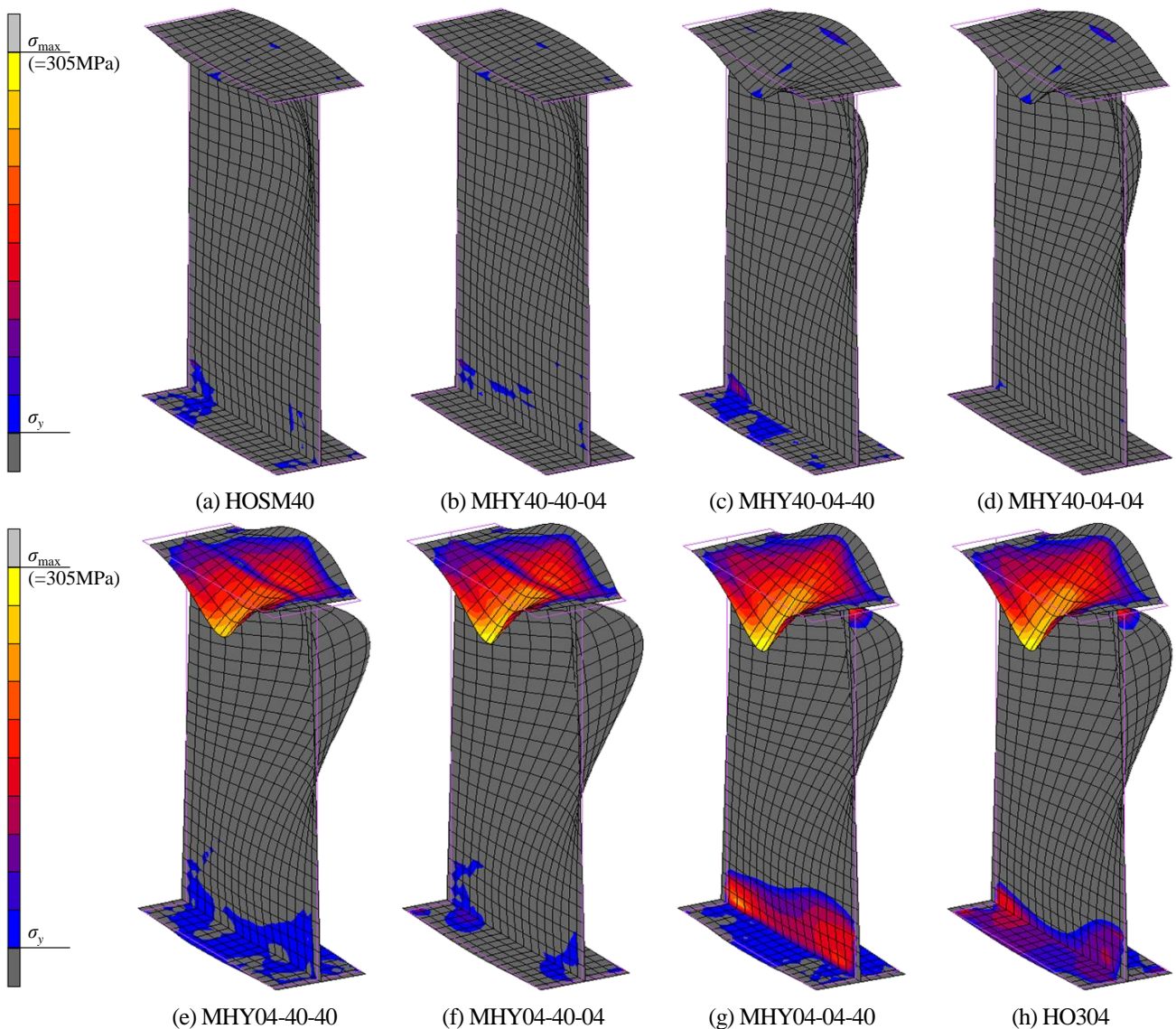


図-12 SUS304 と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度時の変形形状および応力等高線図 ( $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ ,  $\bar{\lambda}_{pw}=1.1$ )

#### 4.1 梁の終局曲げ強度に着目した場合

ここでは、3章で述べた数値計算結果に基づいて、純曲げ負荷を受けるステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度評価式を提案する。提案する強度評価式(8)<sup>26)</sup>は、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁、SUS329J3L と SM570 で構成されるハイブリッド I 形断面梁、SUS410L と SM400 で構成されるハイブリッド I 形断面梁、それぞれについて示す。

$$\frac{M_u}{M_y} = Q' = \left( A \bar{\lambda}_{pf}^B \right) \bar{\lambda}_{pw}^{C_{pf}} \quad (8)$$

ここで、 $M_u/M_y$  はハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度を、 $A$ 、 $B$  および  $C$  は定数を意味する。なお、本評価式は、対象とする I 形断面梁が横ねじれ座屈の影響を受けず、断面を構成する板の局部座屈により強度が決定する断面に対して適用可能なものとする。表-5 は、本研究で対象とした全ての断面構成にて、式(8)により算出する終局曲げ強度と数値計算結果との誤差を最小二乗法により算出した定数  $A$ 、 $B$  および  $C$  の値を示す。なお、表-5 の値を用いた式(8)による終局曲げ強度評価式は、初期不整を考慮した下限値レベルの値となる。また、3.2 よりステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、断面構成の違いにより結果が異なるため、終局曲げ強度評価式の断面構成を 1 つの組み合わせ材料につき 6 つに分けた。ここで、式の簡略化のために上フランジおよび腹板を構造用炭素鋼とした I 形断面梁および上フランジを構造用炭素鋼かつ腹板をステンレス鋼とした I 形断面梁は、それぞれ  $B$ 、 $C$  の値を同一とし、 $A$  の値のみ変化させる形とした。そして、上フランジをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁は、上フランジと下フランジの材料の組み合わせにより終局曲げ強度の大きさが異なるため、上フランジと下フランジの組み合わせ材料に分ける形とした。

図-13 は、表-5 の係数を用いた式(8)による対象とした I 形断面梁の終局曲げ強度と 3.2 で述べた数値計算結果による終局曲げ強度を比較して表す。同図の縦軸は表-5 の係数を用いた式(8)により算出した終局曲げ強度を、横軸は数値計算により得られた無次元化した終局曲げ強度を示す。同図より、式(8)により算出した構造用炭素鋼のみの I 形断面梁、腹板のみをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁および下フランジのみをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、数値計算結果に比べて 3% 以内の誤差となることがわかる。また、式(8)により算出した上フランジを構造用炭素鋼かつ腹板および下フランジをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、数値計算結果に比べて 6% 以内の誤差となる。そして、式(8)により算出した上フランジをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度は、数値計算結果に比べて 5% 以内の誤差となる。以上の結果より、式(8)による終局曲げ強度

表-5 強度評価式の定数

断面構成			係数		
上フランジ	腹板	下フランジ	A	B	C
SM	SM	SM	0.930	-0.087	-0.288
		austenitic	0.854		
		SUS329J3L	0.866		
		SUS410L	0.887		
	austenitic	SM	0.865	-0.162	-0.257
		austenitic	0.795		
	SUS329J3L	SM	0.897	-0.138	-0.264
		SUS329J3L	0.842		
	SUS410L	SM	0.906	-0.123	-0.371
		SUS410L	0.894		
austenitic	SM	SM	0.810	-0.364	-0.092
	austenitic				
	SM	austenitic	0.805	-0.325	-0.232
	austenitic				
SUS329J3L	SM	SM	0.813	-0.329	-0.163
	SUS329J3L				
	SM	SUS329J3L	0.832	-0.291	-0.251
	SUS329J3L				
SUS410L	SM	SM	1.020	-0.295	-0.039
	SUS410L				
	SM	SUS410L	0.787	-0.249	-0.211
	SUS410L				

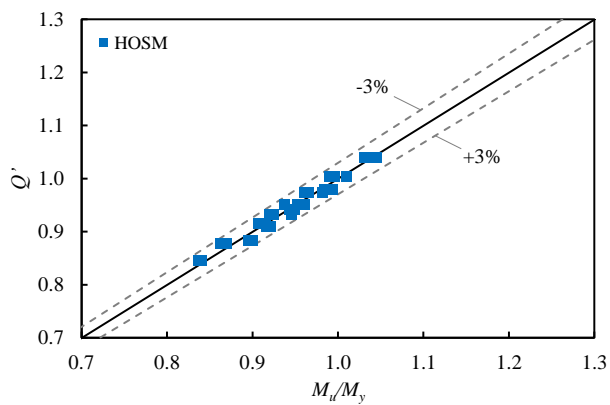
表-6 単一材料で構成される炭素鋼のみの I 形断面梁の終局強度時の回転角と同一とした際のハイブリッド I 形断面梁の曲げ強度

モデル名	$(M/M_y)/(M_u/M_y)_{HOSM}$		
	最小値	最大値	平均値
MHYSM-austenitic-SM	0.96	0.99	0.97
MHYSM-austenitic-austenitic	0.88	0.92	0.90
MHYaustenitic-SM-SM	0.89	0.96	0.92
MHYaustenitic-SM-austenitic	0.76	0.93	0.84
MHYaustenitic-austenitic-SM	0.89	0.97	0.94
HOaustenitic	0.78	0.96	0.86
MHY57-J3L-57	0.99	1.00	1.00
MHY57-J3L-J3L	0.94	0.95	0.95
MHYJ3L-57-57	0.91	0.97	0.94
MHYJ3L-57-J3L	0.90	0.96	0.92
MHYJ3L-J3L-57	0.91	0.98	0.96
HO329J3L	0.91	0.98	0.94
MHY10L-40-40	0.86	1.09	1.01
MHY10L-40-10L	0.69	0.77	0.74
MHY10L-10L-40	1.13	1.20	1.17
HO410L	0.83	0.91	0.87

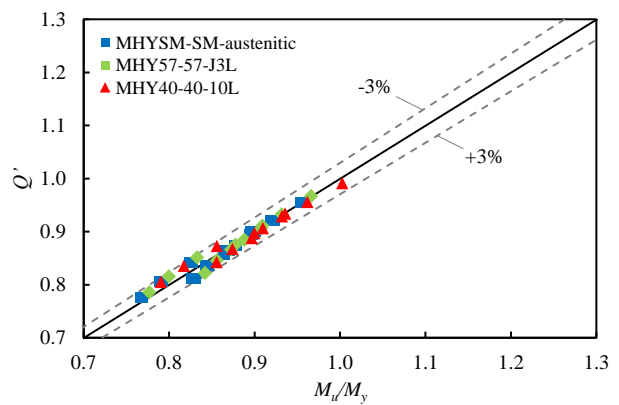
評価式は、数値計算結果を精度よく評価できることがわかる。

#### 4.2 炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角と同一とした際のハイブリッド I 形断面梁の曲げ強度

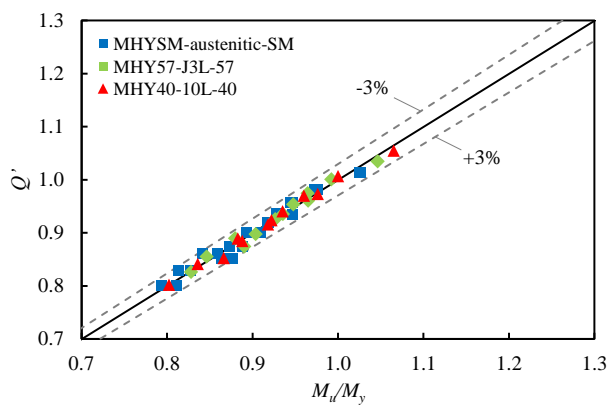
表-6 は、対象としたハイブリッド I 形断面梁と同一のフランジおよび腹板の幅厚比パラメータで構成される炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度時の無次元化し



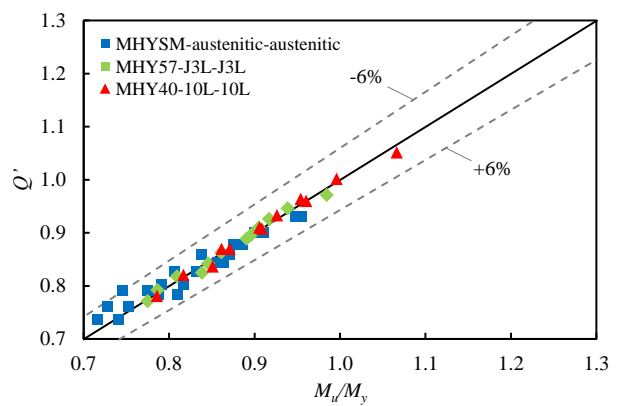
(a) 構造用炭素鋼のみ



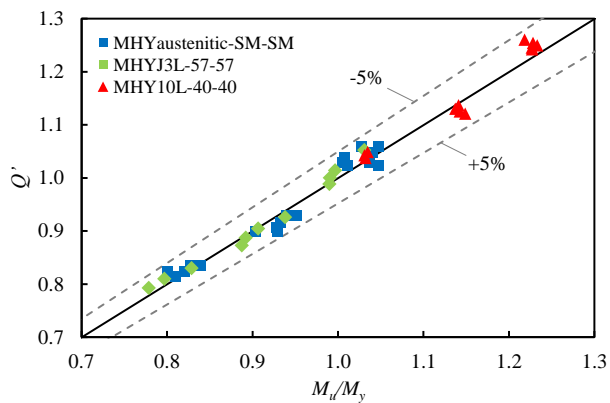
(b) 下フランジのみステンレス鋼



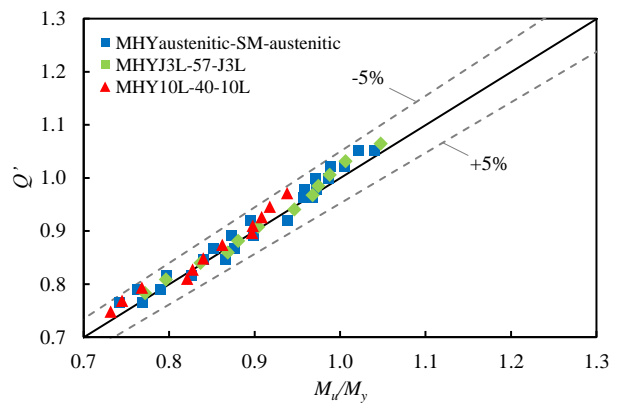
(c) 腹板のみステンレス鋼



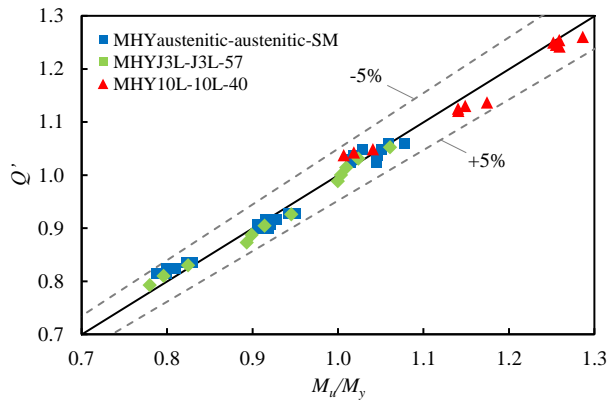
(d) 腹板および下フランジがステンレス鋼



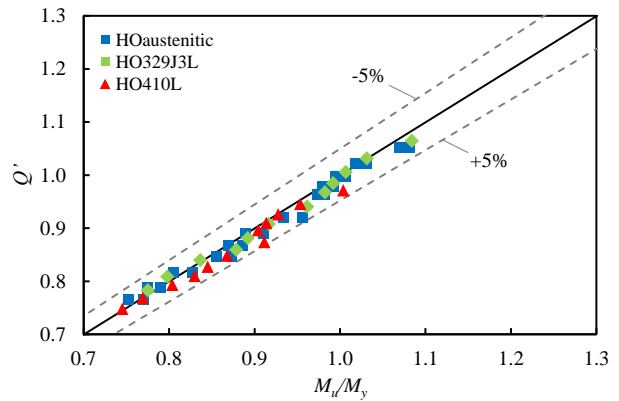
(e) 上フランジのみステンレス鋼



(f) 上下フランジがステンレス鋼



(g) 上フランジおよび腹板がステンレス鋼



(h) ステンレス鋼のみ

図-13 数値計算結果と終局曲げ強度評価式の比較



た回転角と等しいときの曲げ強度を表す。同表中の  $M/M_y$  は構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度時の無次元化した回転角と等しくなるときのハイブリッド I 形断面梁の曲げモーメント  $M$  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。なお、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて終局曲げ強度時の回転角と同等以下となる断面構成の結果については、表-6 から除いている。

表-6 より、上フランジを構造用炭素鋼かつ腹板をステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁の曲げ強度は、構造用炭素鋼のみで構成される I 形断面梁の終局曲げ強度の約 0.88 倍から等倍となる。この結果は、3.2 で述べたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度と同程度の値である。このことから、上フランジを構造用炭素鋼としたハイブリッド I 形断面梁は、回転角を炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度時の値と同一とした場合でも強度の低下はほとんど見られないことがわかる。

つぎに、上フランジをステンレス鋼かつ下フランジを構造用炭素鋼としたハイブリッド I 形断面梁の曲げ強度は、回転角を炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度時の値と同一とした場合、炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度に比べて、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁が平均で約 0.93 倍、SUS329J3L と SM570 で構成されるハイブリッド I 形断面梁が平均で約 0.95 倍、SUS410L と SM400 で構成される I 形断面梁が平均で約 1.09 倍となる。また、上下フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁の回転角を炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度時の値と同一とした場合の強度は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度に比べて、オーステナイト系ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成される I 形断面梁が平均で約 0.85 倍、SUS329J3L と SM570 で構成される I 形断面梁が平均で約 0.93 倍、SUS410L と SM400 で構成される I 形断面梁が平均で約 0.80 倍となる。これらの結果より、上フランジをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁の曲げ強度は、回転角を構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度時の値と同一とした場合は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度の約 0.69 倍から約 1.20 倍となる。

## 5. おわりに

本研究では、ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁を対象として、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を用いて、純曲げ負荷を受けるハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度評価法を提案した。本研究で得られた内容は、以下の通りである。

- (1) 同程度の材料強度を有するステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁の場合、

上フランジをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁は、上フランジを構造用炭素鋼とした I 形断面梁に比べて剛性の低下が早期に発生し、回転角の増大に伴い緩やかに曲げモーメントが上昇する。

- (2) 耐食性の観点から有効であると考え、上フランジを構造用炭素鋼かつ腹板および下フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁および下フランジのみをステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁のハイブリッド係数を考慮した終局曲げ強度は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度の約 0.86 倍以上および約 0.90 倍以上となる。
- (3) 同断面構成の I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて最大で約 1.20 倍および約 1.06 倍となる。
- (4) 上フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて最大で約 2.96 倍となる。
- (5) 上フランジをステンレス鋼とした同程度の材料強度で構成されるハイブリッド I 形断面梁の回転角を炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度時の値と同一とした場合の曲げ強度は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の終局曲げ強度に比べて約 0.76 倍から約 0.98 倍となる。
- (6) 上フランジを構造用炭素鋼としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて最大で約 1.20 倍となる。
- (7) 上フランジまたは腹板をステンレス鋼としたハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度時の変形形状は同様であるものの、その変形の大きさは構造用炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて大きくなる。
- (8) ステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成される I 形断面梁の終局曲げ強度評価法を提案した。

本研究で対象としたステンレス鋼と構造用炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁の強度特性は、特定の応力ひずみ関係および構造用炭素鋼と同等の初期不整を考慮した結果である。今後は、より多くのハイブリッド I 形断面梁の実験および数値計算データを蓄積し、提案したハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度評価式中の定数を検証することが期待される。

## 参考文献

- 1) ステンレス鋼の土木構造物への適用検討小委員会：土木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.61-73、2009。
- 2) 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荷力に関する実験的研究、構造工学論文集、Vol.50A、pp.799-808、2004。
- 3) 有住康則、矢吹哲哉、下里哲弘、池宮真人、松下弘



- 明：ステンレス鋼を用いた圧縮フランジ板の耐荷力評価，構造工学論文集，Vol.55A，pp.68-79，2009.
- 4) 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.
- 5) 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.
- 6) 和田勇輝，宮寄靖大：フランジと腹板に異なる材料を用いたI形断面梁の純曲げ強度特性，鋼構造年次論文報告集，第23巻，pp.100-107，2015.
- 7) 竹谷純一，野阪克義，奥村学，伊藤満：曲げ-せん断組合せ荷重を受けるハイブリッド桁のせん断耐荷力性状に関する一考察，土木学会論文集A，Vol.64，No.2，pp.530-541，2008.
- 8) 大橋和洋，野阪克義，奥村学，伊藤満：ハイブリッド桁における曲げ-せん断相互作用とウェブ挙動に関する一考察，構造工学論文集 Vol.55A，pp.104-114，2009.
- 9) 野阪克義，大野雄史：ハイブリッド桁の曲げ-せん断相関およびせん断耐荷力式に関する一考察，構造工学論文集，Vol.60A，pp.70-79，2014.
- 10) 前田亮太，野村昌孝，野阪克義，奥村学，伊藤満：ハイブリッド桁の斜張力場作用を考慮したせん断耐荷力に関する研究，構造工学論文集 Vol.53A，pp.97-108，2007.
- 11) 清水茂，張健，田中伸尚，明橋克良，中井博：ハイブリッド鋼桁の耐荷力挙動に関する実験的研究，鋼構造論文集，第10巻，第37号，pp.51-60，2003.
- 12) 前田幸雄，石橋正夫，川井豊：薄肉ハイブリッドガーダーの疲労強度に関する研究，川崎製鉄技報，Vol.6，No.1，1974.
- 13) 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荷力評価，土木学会論文集A1（構造・地震工学），Vol.69，pp.121-132，2013.
- 14) 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荷力特性：構造工学論文集，Vol.49A，pp.833-844，2003.
- 15) 井比亨，宮寄靖大，奈良敬：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，鋼構造年次論文報告集，第23巻，pp.568-575，2015.
- 16) MSC. software Co.：Marc User's Guide，MSC. Software Corporation，2014.
- 17) 奈良敬，小島治雄，津田真，小松定夫：面内曲げと圧縮を受ける鋼板の極限強度特性に関する研究，土木学会論文集，第386号，I-8，pp.275-283，1987.
- 18) 森貴志，奈良敬，村上茂之：面内曲げ引張りを受ける鋼板の座屈係数と極限強度，土木学会第54回年次学術講演会，I-A237，pp.474-475，1999.
- 19) 西村宣男，大崎史淳，長谷川徹雄：曲げを受ける鋼I形断面の局部座屈強度と限界幅厚比に関する実験的研究，構造工学論文集 Vol.37A，pp.135-144，1991.
- 20) 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.
- 21) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説I 共通編，II 鋼橋編，2012.
- 22) 森脇良一：降伏比の異なる60キロ級高張力鋼による溶接組立梁の極限強度と変形性能について，構造工学論文集，Vol.37A，pp.155-166，1991.
- 23) Report of the Subcommittee 1 on Hybrid Beams and Girders Joint ASCE-AASHTO Committee on Flexural Members：DESIGN OF HYBRID STEEL BEAMS，Journal of the STRUCTURAL DIVISION Proceedings of the American Society of Civil Engineers，Vol.94，No.6，pp.1397-1426，1968.
- 24) AASHTO：LRFD Bridge Design Specifications，6<sup>th</sup> Edition，Washington，D.C.，2004
- 25) 宮寄靖大，奈良敬：応力ひずみ関係に基づくステンレス鋼圧縮板の終局強度評価法，鋼構造論文集，Vol.20，No.79，pp.67-80，2013.
- 26) 野阪克義，堀田萌：鋼I形桁の連成座屈を考慮した曲げ耐荷力に関する解析的検討，鋼構造論文集，第21巻，第84号，pp.79-94，2014.

(2016年9月26日受付)

(2017年2月1日受理)