

2 種類の材料で構成される I 形断面梁の純曲げ強度特性

The Pure Bending Strength Behavior of I-section Beam Made of Hybrid Materials

○和田 勇輝* 宮寄 靖大**
Yuki WADA Yasuhiro MIYAZAKI

ABSTRACT Stainless steels have higher corrosion resistance than carbon mild steels. Therefore, the stainless steel structures are expected reduction of life cycle cost. This study is examined by numerical analysis the strength behavior of the hybrid I-section beams made of stainless and carbon mild steels under in-plane pure bending. These analytical models are 31 patterns that changed concerning the upper and the lower flange plates and the web plate. The ultimate bending strength of these hybrid I-section beams have more over compare to about 80 percent of the ultimate bending strength of the I-section beam made of only carbon mild steel.

Keywords : ステンレス鋼, ハイブリッド I 形断面梁, 純曲げ負荷, 終局曲げ強度

*Stainless steel, hybrid i-section beam, pure bending loading,
ultimate bending strength*

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する。そのため、ステンレス鋼を橋梁の主部材に活用することで、ライフサイクルコストの低減が可能となる¹⁾。特に、飛来塩分が多い沿岸部や冬季の凍結防止剤散布が行われる地域では、高耐食性を有するステンレス鋼の利用価値が高いといえる。また、ステンレス鋼は素地表面に不動態被膜が形成されているため無塗装で使用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²⁾。しかし、ステンレス鋼は、構造用炭素鋼に比べて材料費用が大きいため、橋梁部材全体に使用した場合の初期費用が大きくなる。この解決策として、他の部材に比べて汚れや水が滞留しやすい腐食環境の厳しい下フランジなどの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 種類の材料を併用したハイブリッド断面の使用が

考えられる。著者らは、これまでに上下フランジと腹板でステンレス鋼と炭素鋼の組合せを変化させた 2 軸対称断面のハイブリッド I 形断面梁を対象とした純曲げ強度特性を明らかにしてきた³⁾。また、文献2)では、上下フランジを構造用炭素鋼、腹板をステンレス鋼とした I 形断面桁腹板のせん断耐力に関する検討が行われている。一方、従来の炭素鋼のみで構成されるハイブリッド断面梁については、材料強度が異なる鋼材で構成される梁の強度特性について照査されている⁴⁾⁸⁾。

本研究では、上フランジ、腹板、下フランジでステンレス鋼と構造用炭素鋼の組合せを変化させた 1 軸対称断面および 2 軸対称断面のハイブリッド I 形断面梁の純曲げ強度特性を数値計算⁹⁾により明らかにする。

2. I 形断面梁の数値計算法

2. 1 対象とする材料

*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) 第 2 種正会員

本論文の一部は、鋼構造年次論文集、第 23 巻、pp.100-107, 2015. に発表

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, SUS304N2, 二相系ステンレス鋼 SUS329J3L およびフェライト系ステンレス鋼 SUS410L である。そして、これらのステンレス鋼と組み合わせる構造用炭素鋼は、対象とするステンレス鋼と同程度の材料強度を有する SM400, SM490Y および SM570 とする。表 1 は、対象材料の機械的性質を示す。ここで、 σ_y は降伏応力を、 $\sigma_{0.2}$ は 0.2%耐力を、 $\sigma_{0.01}$ は 0.01%耐力を、 E は弾性係数を、 ν はポアソン比を意味する。また、図 1 は、対象材料の応力ひずみ関係¹⁰⁾を示す。同図より、ステンレス鋼は、炭素鋼に見られる降伏棚が存在しないため、ステンレス鋼の塑性開始点および降伏応力を 0.01%耐力および 0.2%耐力とする。

2. 2 数値計算モデル

図 2 は、本研究で対象とする I 形断面梁の形状を示す。対象とする I 形断面は、上下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、I 形断面梁を構成する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、上下フランジの突出幅 b を 100mm、腹板高さ h を 800mm、梁の長さ a を 530mm とする。なお、同図中の B は上下フランジ幅を、 H は I 形断面梁全体の高さを、 y_0 は中立軸の高さを、 t_{yf} 、 t_w および t_{lf} は上フランジ、腹板および下フランジの板厚を表す。そして、これらの板厚は、式(1)に示す上下フランジおよび腹板の幅厚比パラメータ $\bar{\lambda}_{pf}$ および $\bar{\lambda}_{pw}$ 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、 σ_{yf} および σ_{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表す。なお、 k_f は 0.425 とし、 k_w は 2 軸対称断面の場合には 23.9 とし、1 軸対称断面の場合には中立軸の位置が腹板中央ではないため、式(2)^{11),12)}による座屈係数を用いる。

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

表 1 対象材料の機械的性質

鋼種	σ_y (MPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	$\sigma_{0.01}$ (MPa)	E (GPa)	ν
SUS304	—	261	146	157	0.3
SUS304N2	—	402	253	173	0.3
SUS329J3L	—	533	346	202	0.3
SUS410L	—	362	241	204	0.3
SM400	249	—	—	200	0.3
SM490Y	388	—	—	200	0.3
SM570	504	—	—	200	0.3

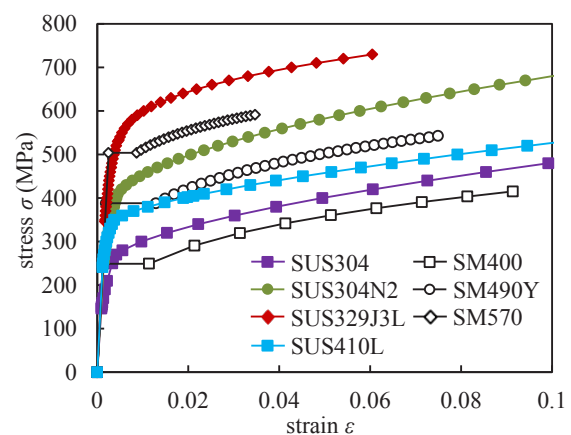


図 1 対象材料の応力ひずみ関係

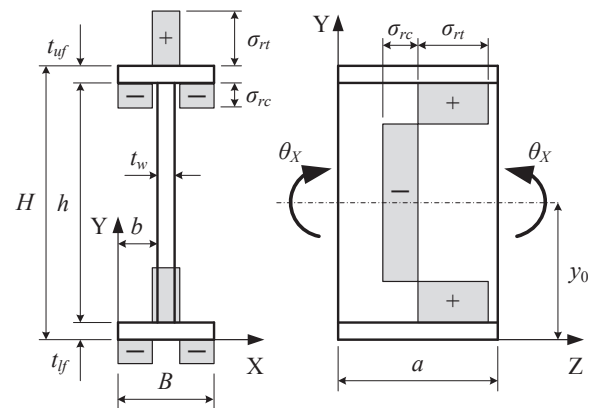


図 2 純曲げ負荷を受ける I 形断面梁

表 2 対象とする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

表3 対象とする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				

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

ここで、 Φ は k_w を決定する際の係数であり、 σ_1 および σ_2 は腹板の圧縮縁応力および引張縁応力を表す。なお、 σ_1 および σ_2 は圧縮応力を正としている。表2は、上下フランジおよび腹板の幅厚比パラメータの組合せを示す。同表に示した幅厚比パラメータの組合せは、既往の実験¹³⁾を参考に決定した。

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¹⁴⁾からステンレス鋼と構造用炭素鋼に明確な差が見られないことが確認されているため、図2中に示すように自己平衡を保つ矩形分布とし、引張残留応力 σ_{rt} および圧縮残留応力 σ_{rc} を式(3)に示す大きさで与える。ここで、ステンレス鋼の場合には、 σ_y を $\sigma_{0.2}$ に置換する。

$$\sigma_{rc} = -0.3\sigma_y, \quad \sigma_{rt} = \sigma_y \quad (3.a,b)$$

つぎに、初期たわみは、図2中の座標軸をもとに式(4)に示す波形で与える。

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

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

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

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値を意味する。以上のI形断面梁は、8節点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形断面梁の両端部の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 θ_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。同表に示すように、本研究では、同程度の強度を有するステンレス鋼と炭素鋼を組み合わせ、上フランジ、腹板、下フランジで材料を変化させた1軸対称断面および2軸対称断面、各組合せにつき8パターンとする。

3. ハイブリッドI形断面梁の純曲げ強度特性

3.1 終局曲げ強度

図4は、ハイブリッドI形断面梁の終局曲げ強度と上下フランジおよび腹板の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¹⁵⁾ M_y で無次元化した値を示す。本研究の降伏曲げモーメント M_y は、2軸対称断面の場合には、上下フランジと腹板の降伏応力の不連続性を考慮した式となっている。そして、1軸対称断

面の場合には、圧縮フランジと引張フランジで材料強度が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曲げ応力分布形状から降伏曲げモーメントを算出する。

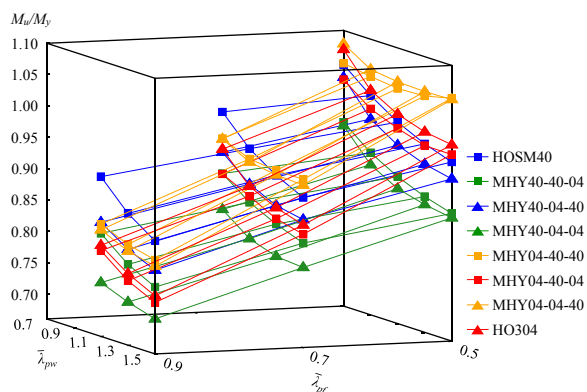
$$M_y = \begin{cases} \frac{\sigma_{yf} A_f H}{24} [12 + \beta(3\alpha - \alpha^3)] & (\sigma_{yw} \leq \sigma_{yuf} = \sigma_{yif}) \\ \frac{\sigma_{yf} A_f H}{24} [12 + \beta(4 - 3\alpha + \alpha^3)] & (\sigma_{yuf} = \sigma_{yif} \leq \sigma_{yw}) \\ \frac{\sigma_{yf} A_f H}{6} \{6 + \beta\psi[(3-\psi) - (1-\alpha)^2(3-\psi+\psi\alpha)]\} & (\sigma_{yw} \leq \sigma_{yf}) \\ \frac{\sigma_{yf} A_f H}{6} \{6 + \beta\psi[(3-\psi) + (1-\alpha)^2(3-\psi+\psi\alpha)]\} & (\sigma_{yf} \leq \sigma_{yw}) \end{cases} \quad (5.a)^{15}$$

$$\sigma_{yf} = \min(\sigma_{yuf}, \sigma_{yif}), \quad \psi = \max\left(\frac{y_0}{H}, \frac{H-y_0}{H}\right) \quad (5.b,c)^{15}$$

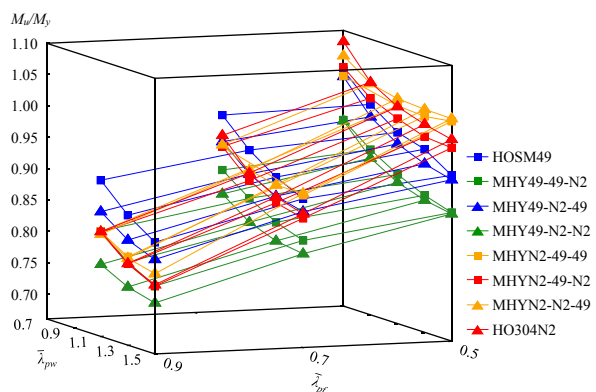
$$\alpha = \sigma_{yw}/\sigma_{yf}, \quad \beta = A_w/A_f \quad (5.d,e)^{15}$$

同図(a), (b), (c)より、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ および 0.7 の場合、上フランジをオーステナイト系および二相系ステンレス鋼、下フランジを炭素鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの I 形断面梁と同

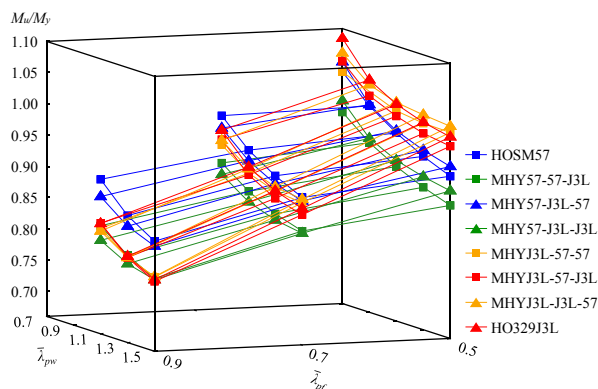
程度以上の強度を有することがわかる。これは、上フランジをオーステナイト系および二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁の場合、後述する終局曲げ強度時の回転角が炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて大きくなることから、純曲げ負荷に伴う引張応力が発生する広い範囲で塑性化が進行し、ひずみ硬化に伴う応力上昇によるためである。さらに、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ の場合には、上フランジをオーステナイト系および二相系ステンレス鋼とすることで、上フランジの面外変形に伴うひずみ硬化の影響により強度が大きくなる。つぎに、上フランジを炭素鋼、下フランジをオーステナイト系および二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度は、炭素鋼のみの I 形断面梁の結果の約 82% から約 99% の大きさとなることがわかる。これは、炭素鋼のみの I 形断面梁の場合、上下フランジおよび腹板が部分的に降伏応力に達すことに対し、上フランジを炭素鋼、下フランジをオーステナイト系および二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁の場合、上フランジおよび腹板のみが部分的に降伏応力に達し、下フランジが降伏しないためである。



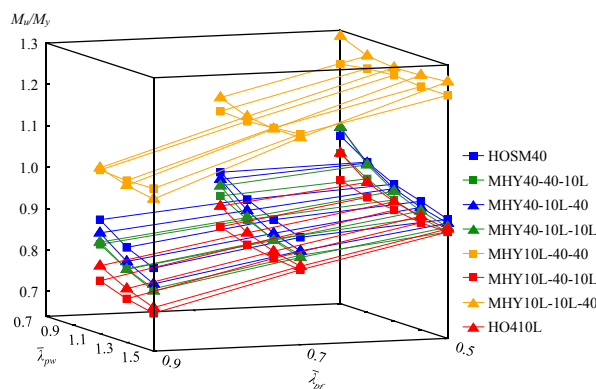
(a) SUS304-SM400



(b) SUS304N2-SM490Y



(c) SUS329J3L-SM570



(d) SUS410L-SM400

図4 終局曲げ強度と幅厚比パラメータの関係 ($M_u/M_y - \bar{\lambda}_{pf} - \bar{\lambda}_{pw}$)

同図(d)より, 上フランジを SUS410L, 下フランジを SM400 とした I 形断面梁の終局曲げ強度は, SM400 のみの I 形断面梁の結果の約 1.13 倍から約 1.36 倍の大きさとなる. これは, 本研究で対象とした SUS410L の材料強度が SM400 に比べて大きく, 引張領域が先行降伏した後も上フランジの応力が上昇するためである. つぎに, 上下フランジを SUS410L, 腹板を SM400 とした I 形断面梁の終局曲げ強度は, SM400 のみの I 形断面梁の結果の約 84% から約 97% の大きさとなる. これは, 上下フランジを SUS410L, 腹板を SM400 とした場合, 上下フランジに比べて腹板の板厚が薄くなることから, 腹板の座屈により強度が決まるためである. また, 上フランジを SM400, 下フランジを SUS410L とした I 形断面梁の終局曲げ強度は, 炭素鋼のみの I 形断面梁の約 94% から約 97% の大きさとなる. これは, 前述したように, 下フランジが降伏応力に達していないためである.

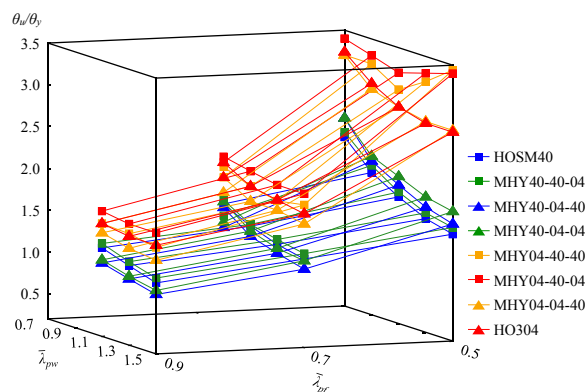
3. 2 終局曲げ強度時の回転角

図 5 は, ハイブリッド I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角と上下フランジおよび腹板の幅厚比

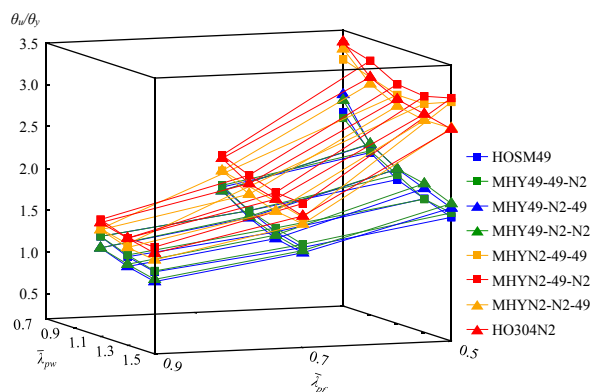
パラメータの関係を示す. 同図の縦軸は, 数値計算で与えた終局曲げ強度時の回転角 θ_u を式(6)で定義する降伏回転角 θ_y で無次元化した値を示す.

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

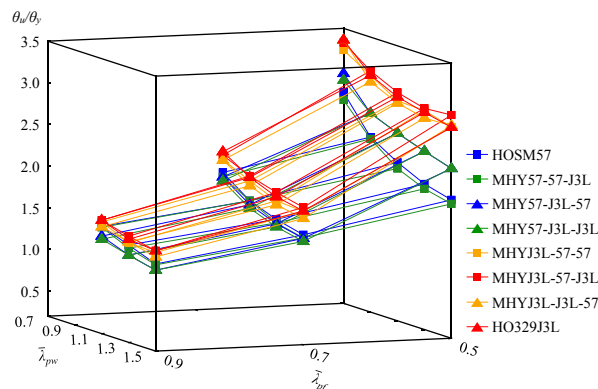
同図(a), (b), (c)より, 上フランジをオーステナイト系および二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は, 炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて最大で約 2.33 倍大きくなることがわかる. これは, オーステナイト系および二相系ステンレス鋼が炭素鋼に比べて比例限界応力が小さく, 早期に非線形となる応力ひずみ関係を有しているためである. つぎに, 上フランジを炭素鋼, 腹板をオーステナイト系および二相系ステンレス鋼とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は, 炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて, $\bar{\lambda}_{pf} = 0.5$ の場合には約 1.05 倍から約 1.20 倍の大きさとなるのに対し, $\bar{\lambda}_{pf} = 0.7, 0.9$ の場合には, 炭素鋼のみの I 形断面梁の約 0.86 倍から約 1.02 倍の大きさとなる. これらの結果は, $\bar{\lambda}_{pf} = 0.7, 0.9$ の場合, 腹板が十分に变形する前に上フランジの座



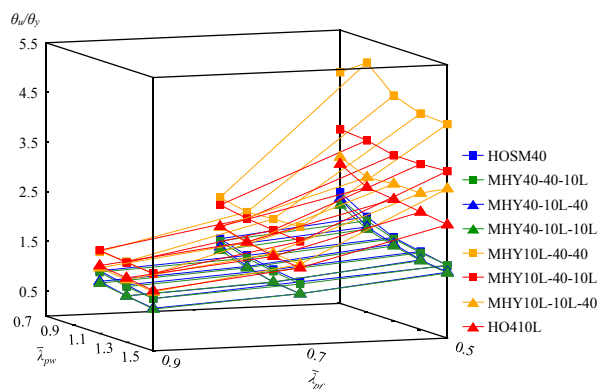
(a) SUS304-SM400



(b) SUS304N2-SM490Y



(c) SUS329J3L-SM570



(d) SUS410L-SM400

図 5 終局曲げ強度時の回転角と幅厚比パラメータの関係 ($\theta_u/\theta_y - \bar{\lambda}_{pf} - \bar{\lambda}_{pw}$)

屈により終局曲げ強度に達することによる。同図(d)より、上フランジを SM400、腹板を SUS410L とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、炭素鋼のみの I 形断面梁の結果の約 78%から約 94%の大きさとなる。これは、3.1で述べたように、SUS410L の材料強度が SM400 に比べて大きいこと、腹板が降伏する前に上フランジの座屈により終局曲げ強度に達するためである。また、上フランジを SUS410L、腹板を SM400 とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて最大で約 2.96 倍の大きさとなる。これは、前述したようにステンレス鋼の材料特性による結果である。

3.3 終局曲げ強度時の変形モード

図6および図7は、SUS304 と SM400 で構成さ

れる 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。同図中の等高線図は等方 Mises 応力を示しており、最低値が SM400 の降伏応力、最高値が表4に示す各モデルの最大応力値である。また、これらの変形モードは、全て変形倍率を等しくして表示している。両図より、SUS304 と SM400 で構成される I 形断面梁の終局曲げ強度時の変形形状は、上フランジと腹板の鋼種の組み合わせに依存することがわかる。そして、上フランジまたは腹板を SUS304 とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の変形形状は、SM400 のみの I 形断面梁に比べて大きくなる。これは、上フランジを SUS304 とすることで、前述した終局曲げ強度時の回転角が大きくなるため、面外変形も大きくなることを表している。また、

表4 終局曲げ強度時の最大応力値 (単位 : MPa)

$\bar{\lambda}_{pf} - \bar{\lambda}_{pw}$	HOSM40	MHY40-40-04	MHY40-04-40	MHY40-04-04	MHY04-40-40	MHY04-40-04	MHY04-04-40	HO304
0.5-1.1	269.2	269.1	270.1	274.0	299.2	305.0	306.4	305.6
0.7-1.1	275.2	272.1	257.8	265.0	269.4	270.4	274.0	277.2

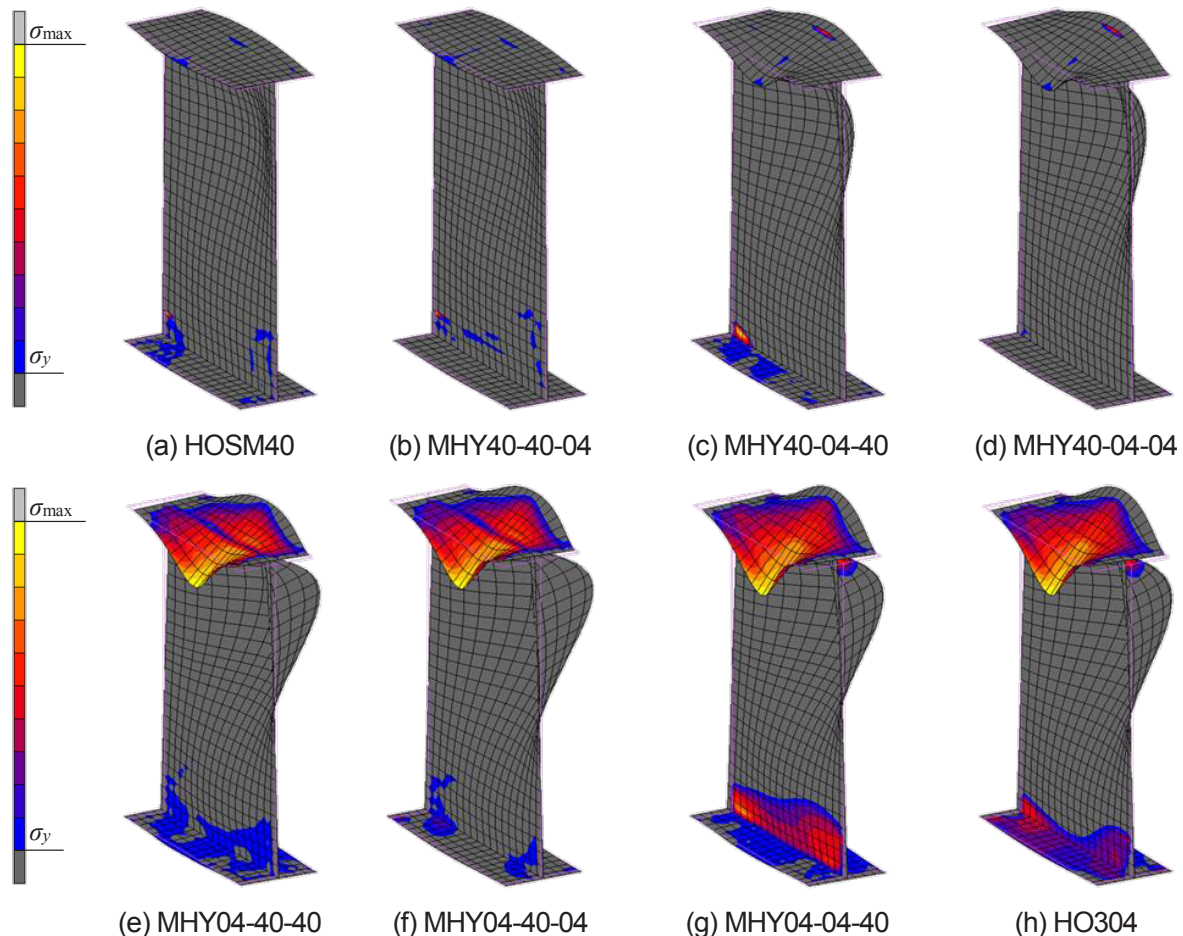
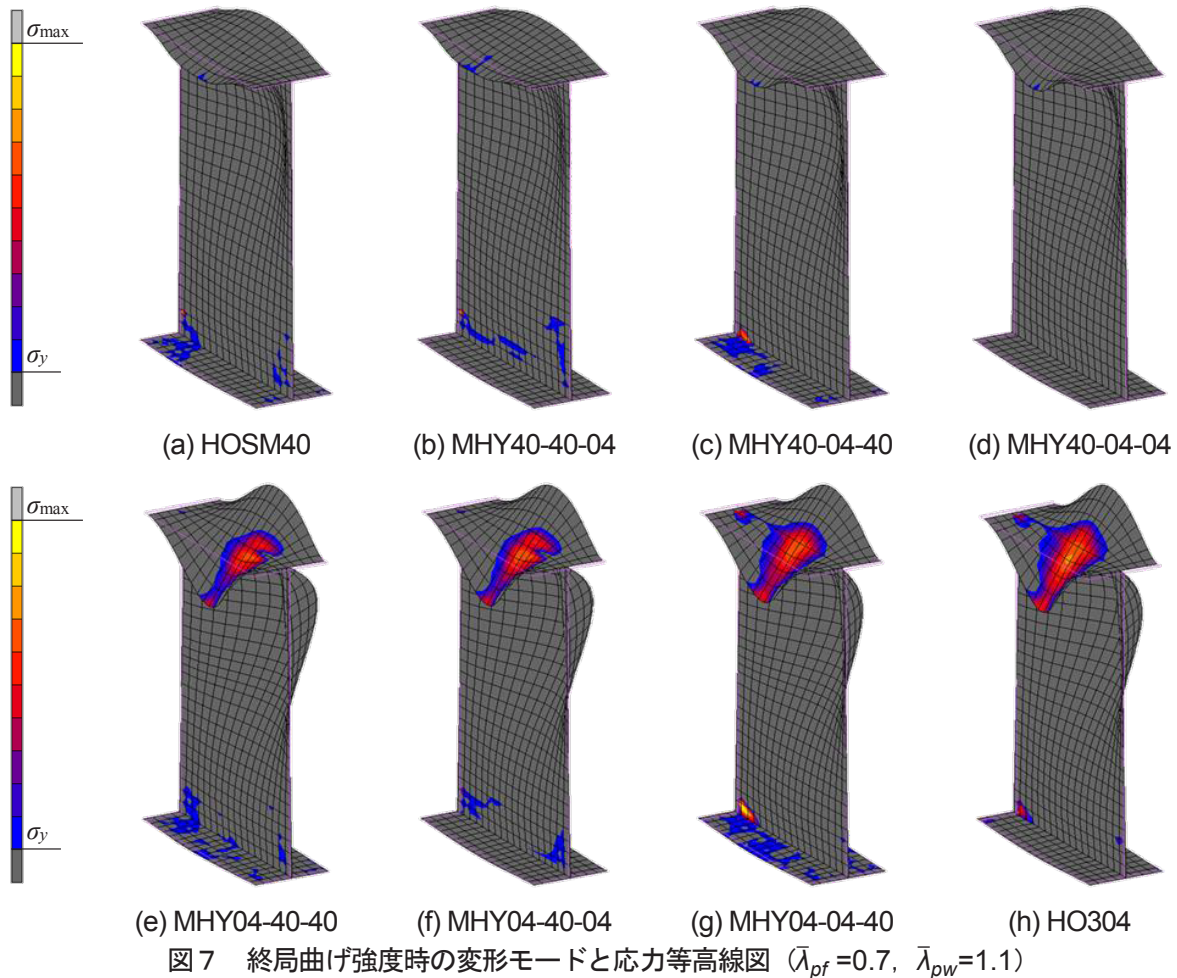


図6 終局曲げ強度時の変形モードおよび応力等高線図 ($\bar{\lambda}_{pf}=0.5$, $\bar{\lambda}_{pw}=1.1$)



腹板を SUS304 とした場合には、腹板の変形が早期に進行し、それに追従して上フランジの変形が大きくなることわかる。さらに、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ の場合、上フランジまたは腹板を SUS304 とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の変形形状は、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ の場合に比べて腹板の変形が小さくなることわかる。これは、フランジの幅厚比パラメータが大きくなることで、腹板の変形が大きくなる前に上フランジの座屈により終局曲げ強度に達するためである。なお、これらの変形形状の特徴は、その他の材料の組み合わせの I 形断面梁についても同様な傾向が見られた。つぎに、応力状態に着目すると、図 6 の $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ において、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ている部分で応力がおおきくなっていることわかる。このことから、上フランジを SUS304 とした I 形断面梁は、フランジの幅厚比パラメータが小さくなると、変形の進行とともに応力が上昇するステンレス鋼の応力ひずみ関係

が優位に働くといえる。また、上フランジを SM400、下フランジを SUS304 とした I 形断面梁は、上フランジおよび腹板の一部が降伏応力に達していることわかる。これは、下フランジに用いた SUS304 の降伏ひずみが SM400 に比べて大きくなることから下フランジが降伏する前に終局曲げ強度に達するためである。

4. おわりに

本研究では、同程度の材料強度を有するステンレス鋼と炭素鋼で構成されるハイブリッド I 形断面梁の純曲げ強度特性を明らかにした。本研究で得られた内容はつぎのとおりである。

- (1) 上フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁は、フランジの幅厚比パラメータが小さい場合、変形の進行とともに応力が上昇するステンレス鋼の応力ひずみ関係が優位に働き、炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて強度が大きくなる。

- (2) 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、炭素鋼のみの I 形断面梁の結果に比べて、最大で約 3.0 倍の大きさとなる。
 - (3) 上フランジを炭素鋼、下フランジをステンレス鋼とした I 形断面梁は、炭素鋼のみの I 形断面梁の約 82% から約 99% の大きさとなる。
 - (4) 上フランジを炭素鋼、腹板をオーステナイト系および二相系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、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.5$ の場合、炭素鋼のみの I 形断面梁の約 1.05 倍から約 1.20 倍の大きさとなる。
 - (5) 上フランジを炭素鋼、腹板をオーステナイト系および二相系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、 $\bar{\lambda}_{pf}=0.7$ および 0.9 の場合、炭素鋼のみの結果の約 86% から約 102% の大きさとなる。
 - (6) 上フランジを SM400、腹板を SUS410L とした I 形断面梁の終局曲げ強度時の回転角は、炭素鋼のみの I 形断面梁の結果の約 78% から約 94% の大きさとなる。
 - (7) 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、上フランジと腹板に用いる材料の組み合わせに依存する。
 - (8) 上フランジまたは腹板をステンレス鋼とした I 形断面梁は、炭素鋼のみの I 形断面梁に比べて終局曲げ強度時の面外変形が大きくなる。
- 【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力に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.50A，pp.799-808，2004。
 - 3) 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。
 - 4) 竹谷純一，野坂克義，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。
 - 5) 大橋和洋，野坂克義，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。
 - 6) 野坂克義，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力式に関する一考察，構造工学論文集，Vol.60A，pp.70-79，2014。
 - 7) 前田亮太，野村昌孝，野坂克義，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力に関する研究，構造工学論文集 Vol.53A，pp.97-108，2007。
 - 8) 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。
 - 9) MSC. software Co.：Marc User's Guide，Software Corporation，2014。
 - 10) 宮寄靖大，奈良敬：無補剛ステンレス鋼圧縮版の座屈照査法，構造工学論文集，Vol.56A，pp.122-134，2010。
 - 11) 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。
 - 12) 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。
 - 13) 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。
 - 14) 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。
 - 15) 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。