高摩擦係数高力ボルト接合部の耐力に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON HIGH STRENGTH BOLTED FRICTION JOINTS WITH HF-SPLICE-PLATES

宇野 暢芳^{*1}, 井上一郎^{*2}, 竹内 一郎^{*3}, 東 清三郎^{*4}, 北 卓也^{*5}

Nobuyoshi UNO, Kazuo INOUE, Ichiro TAKEUCHI,

Seizaburo AZUMA and Takuya KITA

Previously, the authors have studied and clarified the theoretical conditions for realizing a friction coefficient of over 1.2 for high-strength bolted joints. To meet the conditions, HF-splice-plates with sawtooth shaped projections on the friction surfaces, large hardness and high tensile strength, have been developed. In this paper, the high-strength bolted joints using the HF-splice-plates are examined experimentally. First, standard slip tests are carried out and the results show that a slip coefficient of over 0.9 is realized even when a thickness gap of 1.0 mm between connected plates exists in the joint due to the construction tolerance. Second, cycle loading tests are conducted and it shows an interesting fact that the slip coefficient slightly increases after 10 cycle loading with a constant maximum load corresponding to a slip coefficient of 0.9 is given. Finally, buckling tests of HF-splice-plates are carried out and the results shows that the buckling strength of HF-splice-plates can be calculated based on the AIJ regulation.

Keywords : friction joint, high strength bolt, friction coefficient, slip coefficient, thickness gap, buckling

摩擦接合部, 高力ボルト, 摩擦係数, すべり係数, 肌すき, 座屈

1. 序

著者らは、高力ボルト摩擦接合部を対象として高摩擦係数を達成するための鋼材間の摩擦機構を解明し、高摩擦係数化の条件を明らかにした⁴⁾。この条件を満足する方法として、添板表面を図1に示す波形に加工し、熱処理によって表面を硬くして高強度化する方法を採用している。以下、本論ではこの添板をHF添板と呼び、HF添板を用いた高力ボルト摩擦接合部をHF接合部と呼ぶ。HF接合部のすべり試験の結果、母材が弾性範囲において摩擦係数は1.2以上、見掛け摩擦係数（後述）は1.0以上の値が確実に実現されることを確認している⁴⁾。このHF添板の利用によって高力ボルト本数の大幅な削減と添板の軽量化が可能となるが、実用化に当たってはさらに下記の課題を解決する必要がある。

- [1]見掛け摩擦係数に及ぼす肌すきの影響
- [2]見掛け摩擦係数に及ぼす繰返し载荷の影響
- [3]HF添板の曲げ座屈荷重
- [4]母材の塑性化と見掛け摩擦係数の関係
- [5]HF添板の疲労強度

本論は、上記[1]～[3]の課題を実験的に検討したものである。他の課題[4]、[5]については別の機会に報告する。なお、HF接合部

の荷重－変形関係は、摩擦面に赤錆処理やショットブラスト処理を施した現行の高力ボルト摩擦接合部（以下、現行接合部と呼ぶ）の荷重－変形関係とはかなり異なる性状を示すことから、本稿ではすべり耐力の評価において現行接合部との混乱を避けるためにすべり係数とは異なる耐力指標を導入している。

図1 HF添板の摩擦面形状

2. HF接合部の一般的力学性状と見掛け摩擦係数

摩擦面のすべりが増大し、高力ボルトがボルト孔側面に接触して支圧接合に移行する以前のHF接合部の荷重－変形関係は、図2に示すようにラウンドハウス型を呈し、現行接合部において頻繁に観察されるすべり音と急激な荷重低下を伴う主すべりは発生しない。そして荷重は変形の増大に伴って最大荷重を境に比較的緩やかな増大と減少を示す。その結果、荷重が最大荷重に到達するまでの変形は、現行接合部の初期主すべり時の変形に比べ大きくなる傾向にある。摩擦の力学的原理はどちらの接合部でも同じで

本論文は、文献[1]、[2]、[3]に発表したものに実験データを追加してまとめたものである。

^{*1} 新日本製鐵鋼構造研究開発センター 主幹研究員・工修

^{*2} 大阪大学工学部建築工学科 助教授・工博

^{*3} 新日本製鐵鋼構造研究開発センター 研究員・工修

^{*4} 新日本製鐵土木建築技術部 掛員・工修

^{*5} 大阪大学工学部建築工学科 大学院生

Chief Researcher, Steel Structure Development Center, Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., M. Eng.

Assoc. Prof., Dept. of Architectural Eng., Faculty of Eng., Osaka University, Dr. Eng.

Researcher, Steel Structure Development Center, Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., M. Eng.

Civil Engineering Div., Technical Development Bureau, Nippon Steel Corp., M. Eng.

Graduate Student, Dept. of Architectural Eng., Faculty of Eng., Osaka University

あり、最大摩擦力は凝着部のせん断抵抗力と掘り起こし抵抗力の和になる⁴⁾ので、このような性状の違いは主に被接合鋼材の摩擦面表面の突起形状および母材と添板の硬さ比の違いによるものと推定される。すなわち現行接合部は突起形状が不揃いで突起高さも低く（最大でもせいぜい0.1mm程度）、母材と添板の硬さが同程度であるために個々の突起部の掘り起こし変形能力が小さく、その結果比較的小さな摩擦力によるすべりで摩擦面の破壊が生じかつ急激な破壊に繋がっていると考えられる。一方、突起形状が一定で突起高さも大きく(0.5mm)、かつ3以上の硬さ比を有するHF接合部は掘り起こし変形能力が大きいため摩擦面は十分な変形（すべり）が可能になり、大きな摩擦力が得られるようになると推定される。

現行の高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力の評価指標であるすべり係数は、初期主すべり荷重を初期導入ボルト張力で無次元化して得られる値として定義される。従って、明瞭な主すべりを示さない上記のようなHF接合部のすべり耐力の評価に、すべり係数の概念を直接用いることは適切ではない。このような観点から、HF接合部に関しては図2に基づいて下記の用語を定義し、すべり耐力の評価指標として等価見掛け摩擦係数の概念を導入する。

・接合部長さ(L)

接合部の最外縁ボルト間の距離

・接合部の伸び(ΔL)

接合部の最外縁ボルト間の伸び

・接合部の等価伸び(ΔL^{eq})

接合部長さと同長の母材の弾性伸びに0.2%の残留歪相当の伸びを加算した量に等価な接合部の伸び

$$\Delta L^{eq} = \frac{LP}{GA_m E} + L \times 0.2\%$$

P : 荷重, GA_m : 母材の全断面積, E : ヤング率

・最大摩擦力(F^{max})

支圧接合に移行する以前の荷重-接合部伸び関係における最大荷重

・等価摩擦力(F^{eq})

荷重-接合部伸び曲線と接合部等価伸び直線の交点の荷重

・摩擦係数(μ_F)

$$\mu_F = F^{max} / {}_B N_F$$

${}_B N_F$: 最大摩擦力時点のボルト張力

荷重 P , ボルト張力 ${}_B N$

図2 HF接合部の一般的な荷重-変形関係

・見掛け摩擦係数(μ_{AF})

$$\mu_{AF} = F / {}_B N_i$$

F : 摩擦力, ${}_B N_i$: 初期導入ボルト張力

・最大見掛け摩擦係数(μ_{AF}^{max})

$$\mu_{AF}^{max} = F^{max} / {}_B N_i$$

・等価見掛け摩擦係数(μ_{AF}^{eq})

$$\mu_{AF}^{eq} = F^{eq} / {}_B N_i$$

この等価見掛け摩擦係数で評価されるすべり耐力に対応した接合部の変形量は0.2%の残留歪みを許容した接合部と同一長さの母材の変形量と等価である。等価見掛け摩擦係数を用いることで、HF接合部のすべり耐力評価がすべり係数に基づく現行接合部の評価と同等の扱いが可能になると考える。

3. 高力ボルト2面摩擦接合部の標準すべり試験

ここでは、HF添板を用いた高力ボルト2面摩擦接合部の標準的なすべり試験結果を記述する。現行接合部では肌すきが大きくなるとすべり係数が低下するため⁵⁻⁷⁾、肌すきが1mmを超えるとフィラープレートを用いる必要が生じる⁸⁾。HF接合部も同様の傾向にある。肌すきがある場合の見掛け摩擦係数は、ボルト本数や内側ボルトの縁端距離に左右され、これらが増すほど肌すきの影響は小さくなる^{6, 7)}。しかし、HF添板の場合には4章で述べる座屈の問題があるため、内側ボルトの縁端距離については実用的な値に固定し、試験変数をボルト本数と肌すき量に限定している。

3.1 試験体と試験方法

図3に試験体継手部の形状・寸法を示す。HF添板は厚さが9mmであり、図1に示すように表面を突起の高さが0.5mm、頂角が90°の波形に加工し、熱処理して硬化したものである。表1にHF添板と母材の機械的性質、表2に摩擦面処理の仕様をそれぞれ示す。この試験体におけるHF添板と母材の硬さ比は3.24であり、文献4)で得られた硬さ比が3以上という条件を満足している。

試験体一覧を表3にまとめている。図3と表3に示すように、実験変数はボルト本数と肌すき量である。ボルト本数は1, 2, 3本の3種類、肌すきは0, 0.5mm, 1.0mmの3種類で、試験体は各2体ずつの計18体である。肌すきのある試験体については、試験体側の母材を切削して減厚している。高力ボルトはF10T-M22である。板厚が32mmの母材の断面寸法は、最大摩擦力が得られる前に母材が降伏しないように決定している。

測定項目は、載荷荷重・接合部の伸び・添板-母材間のすべり・ボルト張力である。ボルトの導入張力の目標値は標準ボルト張力であり、ボルト張力は、ボルト軸部に貼付した歪ゲージで計測している。載荷は単純引張である。

3.2 実験結果

表3に試験結果をまとめている。見掛け摩擦係数は初期ボルト張力の総和を用いて算定したものであり、摩擦係数は最大摩擦力とその時のボルト張力の総和を用いて算定したものである。見掛け摩擦係数については、等価見掛け摩擦係数(μ_{AF}^{eq})と最大見掛け摩擦係数(μ_{AF}^{max})の2種類を示している。図4は横軸に肌すきをとって上記2種類の見掛け摩擦係数をプロットしたもので、折れ線は各2体ずつの実験結果の平均値を結んだものである。図5には代表的な各1体の見掛け摩擦係数-接合部伸び関係を示す。

肌すきがない場合、すべての試験体で等価見掛け摩擦係数は0.9を超えており、摩擦係数も理論値1.2を上回っている。肌すきが大きくなると1本ボルト試験体の見掛け摩擦係数は減少する。一方、複数本ボルトの試験体では、見掛け摩擦係数に及ぼす肌すきの影響は小さく、すべて0.9以上の等価見掛け摩擦係数が確保されている。なお肌すきがあると、ボルト張力を導入時に添板に曲げによるせん断力が生じ、受圧面の接触圧がボルト張力より小さくなるため、肌すきがある場合の実際の摩擦係数は表3の値より大きくなる。

図5に示すように、見掛け摩擦係数－接合部伸び関係には明瞭な主すべりが認められない。また、ボルト本数にかかわらず、第1ボルト（最外縁のボルト）の張力は初期値の8割程度にまで減少している（表3）。これは、摩擦力の作用によってHF添板の突起が母材にめり込むからである⁴⁾。すべての試験体において摩擦面の母材側だけが破損し、添板の突起部に損傷は認められていない。

図3 すべり試験体継手部の形状・寸法

表1 添板と母材の機械的性質

	材質	σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	一様伸び (%)	破断伸び (%)	表面硬さ (Hv)
HF添板	S35C	60.9	86.6	6.4	7.1	460
母材	SS400	25.0	42.5	17	31	142

$$\text{硬さ比}(r_H) = \frac{\text{添板の硬さ}}{\text{母材の硬さ}} = 3.24$$

表2 試験体の摩擦面仕様

HF添板	波形（突起の高さ=0.5mm, 頂角=90°）
母材	ブラスト処理 ($R_{\max}=38$, $R_z=33$, $R_a=8.3$)

4. 繰返し荷重を受ける2面摩擦接合部

表3に示したように、HF接合部では高力ボルトの張力低下が大きい。ここでは、繰返し荷重に対するボルト張力の低下やすべり性状について検討する。

4.1 試験体と試験方法

試験体継手部の形状・寸法、すべり測定位置を図6に示す。試験部位は図の右側で、ボルト本数は1本である。繰返しすべり性状を把握するために、ボルト孔径を呼び径+4mmと大きくしている。試験体は表4に示す3種類、各4体で総数12体である。各種類ごとに単調引張実験と繰返し載荷実験を各2体づつ行っている。HF添板と比較のために用いたSN400B材の添板をSN添板と呼ぶ。厚さはHF添板が9mmでSN添板が12mmである。HF添板に対しては、母材をSN400BとSN490Bの2種類としている。高力ボルトはF10T M20とM22である。表5に鋼材の機械的性質と摩擦面処理をまとめている。HF添板の摩擦面形状は表2と同じである。SN添板と母材の表面も表2と同様にブラスト処理を施している。

表3 試験体と試験結果

試験体	ボルト 本数	肌すき (mm)	見掛け摩擦係数		摩擦係数	bN_i	$\frac{bN_F}{bN_i}$
			μ_{AF}^{eq}	$\mu_{AF}^{\max}$	μ_F	(t)	
S1-0	1	0	0.92	1.16	1.35	22.2	0.86
			0.93	1.12	1.31	22.2	0.85
S2-0	2		0.97	1.02	1.22	22.5	0.84
			0.97	1.05	1.25	24.5	0.84
S3-0	3		1.02	1.09	1.34	22.1	0.82
			0.97	1.06	1.29	22.5	0.82
S1-0.5	1	0.5	0.80	0.99	1.17	22.0	0.84
S2-0.5	2		0.71	0.97	1.18	21.6	0.83
			0.94	0.97	1.21	21.7	0.80
S3-0.5	3		0.98	1.03	1.25	21.7	0.83
			0.99	1.05	1.29	21.9	0.82
			0.94	1.00	—	22.4	—
S1-1.0	1	1.0	0.74	0.90	1.14	22.0	0.79
			0.70	0.87	1.12	21.9	0.78
S2-1.0	2		0.92	0.99	1.22	22.5	0.81
			0.92	0.99	1.25	22.1	0.79
S3-1.0	3		0.93	0.98	1.24	22.0	0.79
			0.97	1.00	1.26	22.1	0.79

μ_{AF}^{eq} : 等価見掛け摩擦係数, μ_{AF}^{max} : 最大見掛け摩擦係数

bN_i : 第1ボルトの初期導入張力, bN_F : 最大摩擦力時ボルト張力

図4 見掛け摩擦係数と肌すきの関係

図5 見掛け摩擦係数－接合部伸び関係（肌すきの影響）

繰返し荷重振幅は表4に示す見掛け摩擦係数 μ_{AF} に相当する一定荷重とし、正負対称の荷重振幅で10サイクル繰返した後、引張側で最大荷重の確認を行った後、変位制御で数サイクル繰返した。

4.2 試験結果

試験結果をまとめて表6に示す。記号は表3の場合と同じである。引張側を正、圧縮側を負として典型的な荷重－すべり関係を図7に示す。点線は単調荷重試験の結果である。図7の上段はHF添

図6 繰返しすべり試験体継手部の形状・寸法

板を用いた試験体、下段はSN添板を用いた試験体の結果であり、右側の図は横軸を拡大して最大摩擦力に至るまでの関係を示したものである。図8は各試験体の最大見掛け摩擦係数をプロットしたものである。

すべての試験体で、表4の荷重振幅による10サイクルの繰返し載荷過程ですべりは生じていない。図7に示すように、HF添板を用いた試験体では、定荷重振幅の繰返し載荷過程でSN添板の場合より大きな振幅で履歴ループを描いているが、繰返し数の増加に伴ってループ幅は減少している。最大摩擦力に達した後、HF添板を用いた試験体では急激に荷重が低下しており、最終的には最大摩擦力の3割程度にまで低下している。一方SN添板の場合は、最大摩擦力に到達後の荷重の低下は小さく、最終サイクルにおいても最大摩擦力の6割程度を保持している。

図8から明らかなように、SN添板を用いた試験体では繰返し載荷が最大見掛け摩擦係数に与える影響はほとんど認められない。一方HF添板の場合は、母材がSN400とSN490のどちらの場合も繰返し載荷によって最大見掛け摩擦係数が若干大きくなっている。

表4 繰返し載荷試験体一覧

試験体	添板	母材	高力ボルト	載荷(荷重振幅)
HF-N40-M	S45C (PL-9)	SN400B (PL-28)	F10T M20	単調引張
HF-N40-C				繰返し ($\mu_{AF}=0.90$)
HF-N49-M	S45C (PL-9)	SN490B (PL-28)	F10T M22	単調引張
HF-N49-C				繰返し ($\mu_{AF}=0.90$)
SN-N40-M	SN400B (PL-12)	SN400B (PL-28)	F10T M20	単調引張
SN-N40-C				繰返し ($\mu_{AF}=0.45$)

表5 添板と母材の機械的性質と摩擦面処理

	鋼種	板厚 (mm)	σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	伸び (%)	表面硬さ (Hv)	表面粗さ (R_{max})
HF添板	S45C	9	72.5	106.1	6	612	500
SN添板	SN400B	12	27.5	44.3	30	128	63
母材	SN400B	28	27.5	45.0	33	134 (4.6)	46
	SN490B	28	33.8	55.0	30	171 (3.6)	49

(注) 表面硬さのカッコ内の数値はHF添板と母材の硬さ比

表6 繰返し載荷試験結果

試験体	$F^{\max}$ (t)	$B N_i$ (t)	$B N_F$ (t)	$\frac{B N_F}{B N_i}$	$\mu_{AF}^{\max}$	μ_F
HF-N40-M	37.3	18.7	16.8	0.90	1.00	1.11
	42.1	18.4	16.8	0.91	1.14	1.25
HF-N40-C	46.1	18.3	13.7	0.75	1.26	1.68
	45.4	18.2	13.7	0.75	1.25	1.66
HF-N49-M	51.6	23.3	20.7	0.89	1.11	1.25
	53.4	22.8	20.3	0.89	1.17	1.32
HF-N49-C	56.2	22.5	15.5	0.69	1.25	1.81
	53.4	22.7	18.6	0.82	1.28	1.44
SN-N40-M	20.5	18.2	16.6	0.91	0.56	0.62
	20.1	18.2	17.1	0.94	0.55	0.59
SN-N40-C	19.7	18.2	16.9	0.93	0.53	0.58
	20.9	18.2	17.1	0.94	0.57	0.61

$F^{\max}$: 最大摩擦力 $\mu_{AF}^{\max}$: 最大見掛け摩擦係数

$B N_i$: 初期導入ボルト張力 μ_F : 摩擦係数

$B N_F$: 最大摩擦力時ボルト張力

表6に示すように、SN添板を用いた試験体では最大摩擦力時のボルト張力の低下は1割程度であるが、HF添板の場合には単調載荷で1割強で、繰返し試験体では3割前後になっている。繰返し試験体の各サイクルにおける最大荷重時のボルト張力とサイクル数の関係を図9に示す。ただし、縦軸のボルト張力は初期導入ボルト張力で無次元化している。HF添板の試験体では、最初の半サイクルでボルト張力が2割程度低下し、1サイクルで3割程度低下しているが、その後の低下は小さい。しかし、最大摩擦力に達した以降はさらにボルト張力は減少していく。

図7 荷重—すべり関係

図8 最大見掛け摩擦係数

図9 ボルト張力の履歴

上記のように、表4の荷重振幅による10サイクルの繰返し載荷過程でボルト張力が低下しているにもかかわらず、繰返し載荷試験体の最大見掛け摩擦係数は単調載荷試験体の場合に比べて幾分増大している。これは表6に示すように摩擦係数が増大しているからである。前述のように、HF添板の試験体では、摩擦力の作用によって突起が母材に深くめり込む。さらに繰返しによって突起周辺の母材が塑性履歴を受けて硬化するであろう。これらの理由で掘り起こし抵抗が増大し、摩擦係数が大きくなったものと推定される。

5. 添板の曲げ座屈耐力

HF添板は高強度であるために薄くすることが可能となる。このような接合部が圧縮力を受ける場合、最内縁ボルト間における添板の座屈⁵⁻⁷⁾が懸念される。さらに、母材間の板厚差による肌すきがある場合、ボルト締め付け時に最内縁ボルト間の添板に初期たわみ・初期応力が発生し、座屈耐力が低下すること考えられる。ここでは添板の細長比と肌すきを実験変数として行った2面摩擦接合部の圧縮試験結果をまとめる。

5.1 試験体と加力方法

試験体の形状を図10に示す。試験部位は最内縁ボルト間の添板部分である。添板の幅(60mm)は加力装置の能力から決定し、試験体は添板が座屈する前に母材の降伏やすべり耐力の低下が生じないように設計している。

表7は試験体一覧である。実験変数はHF添板の細長比と肌すきであり、比較のために添板がSM490の場合についても実験している。SM490材の添板をSM添板と呼ぶ。表8に添板の機械的性質を示す。HF添板の鋼種はSCM435であり、摩擦面の形状は表2と同じである。なお、表7中の添板の細長比は、両端を固定として最内縁ボルト間距離の半分(65mm)を座屈長さとして算定したものである。肌すき量は図10に示す母材板厚差の半分としている。

載荷は、図10に示すように試験体に圧縮力を静的に加力して行っている。主な測定項目は、荷重・添板の軸方向変形・添板中央部の歪度である。添板の軸方向変形は図10に示す最内縁ボルト

図10 座屈試験体

間で測定し、添板中央の歪度は、図10に示す添板表裏に貼付した歪ゲージで測定した。

5.2 試験結果

板厚が6mmの添板の試験体の荷重-軸方向変形関係を鋼種別に肌すきをパラメータとして図11に示す。縦軸は軸方向圧縮力、横軸は最内縁ボルト間の軸方向変形である。最大荷重に達した後、図11のようにすべての試験体で荷重が低下しており、以下、座屈耐力は荷重の最大値とした。肌すきが大きくなると幾分早期に剛性が低下しているが、座屈耐力は肌すきの影響をほとんど受けていない。

写真1にHF6-2の座屈後の変形形状を示す。座屈波形は、既往の実験結果^{10, 11)}と同様、添板中央部で面外に大きくはらむ1次モードである。肌すきおよび板厚による違いは見られず、すべての試験体がこの座屈波形となった。HF添板を用いた試験体は座屈後十分に軸方向変形が進んだ後、添板の中央部と最内縁ボルト付近の計3箇所亀裂が生じ、割れ破壊した。図11中に割れ発生点を▽で示している。

縦軸に降伏応力度で無次元化した座屈応力度(σ_{cr})を、横軸に限界細長比(λ)で基準化した細長比をとり、すべての試験結果を図12

表7 座屈試験体一覧

試験体	添板			母材		肌すき (mm)
	鋼種	板厚 (mm)	細長比	鋼種	板厚 (mm)	
HF6-0	SCM435	6	38	SM490	38-38	0
HF6-1					38-36	1
HF6-2					38-34	2
HF9-0	SCM435	9	25	SM490	38-38	0
HF9-1					38-36	1
HF9-2					38-34	2
SM6-0	SM490	6	38	SM490	38-38	0
SM6-1					38-36	1
SM9-0	SM490	9	25	SM490	38-38	0
SM9-1					38-36	1

表8 添板の機械的性質

	鋼種	板厚 (mm)	σ_y (kg/mm ²)	σ_u (kg/mm ²)	伸び (%)
HF添板	SCM435	6, 9	122.9	136.6	11
SM添板	SM490	6	35.0	52.0	22
	SM490	9	34.8	50.8	23

写真1 HF6-2の座屈波形

にプロットしている。なお、座屈応力度は座屈耐力を添板全断面積で除した値であり、限界細長比は F 値に表8の降伏点を用いて算定している。図12中、太線は学会規準¹²⁾による短期許容圧縮応力度を、細線は安全率を1とした場合の圧縮応力度を示している。図12より、座屈応力度は学会規準による短期許容圧縮応力度を5～40%程度上回っている。また、安全率を1とした場合の許容圧縮応力度の1.03～1.15倍で、文献9)の場合と同様によく一致している。添板幅が大きくなると座屈耐力が幾分低下することが指摘されている¹¹⁾が、上記の短期許容圧縮応力度で安全側の評価が可能と考えられる。

肌すきが座屈耐力に与える影響因子としては、初期たわみ・初期応力・荷重の偏心などが挙げられる。ボルトの締付けによって発生した添板中央の初期曲げモーメント(M_0)と肌すきの関係を図13に示す。ただし M_0 は添板の降伏モーメント(M_y)で無次元化している。 M_0 は添板中央の表裏で測定した歪から求め、降伏モーメントを上回るSM6-1とSM9-1は素材を完全弾塑性体として求めている。なお、 M_0 は各2体の試験体の平均値である。図13より添板中央の M_0 は、肌すきがない場合で降伏モーメントの10～30%程度である。また、1mmの肌すきに対してSM添板の場合は降伏モーメントを超えており、HF添板を用いた試験体では降伏モーメントの30%程度の M_0 が生じている。

図14に縦軸に降伏応力度で無次元化した座屈応力度と肌すきの関係を示す。なお、図14のプロット点は各2体の試験体の平均値である。図14より、初期曲げモーメントが降伏モーメントを上回る肌すき1mmのSM添板の場合で5%程度座屈応力度が低下しているが、HF添板を用いた試験体では、座屈応力度に対する肌すきの影響がほとんど認められない。

図11 荷重-添板の軸方向変形関係

図12 座屈応力度-細長比関係

図15に厚さ6mmのHF添板を用いた試験体(HF6-0, HF6-2)の添板中央の圧縮応力度－歪度関係を示す。縦軸は荷重を添板の断面積で除した圧縮応力度であり、降伏応力度で無次元化している。横軸は添板表裏の歪であり、応力度・歪度ともに圧縮側を正としている。図15において2枚の添板表裏の歪をそれぞれ実線と破線で区別している。添板表裏の歪の変化は添板中央の曲げモーメントの変化に対応する。肌すきのないHF6-0では荷重の増加に伴い添板中央の曲げモーメントが増大している。一方、肌すきがある2mmのHF6-2では座屈近傍まで荷重が増加しても曲げモーメントの変化はほとんどなく、むしろ若干減少している。これは、肌すきがある場合にはボルトの締付けによって添板中央部に初期曲げ応力が発生するが、初期たわみが2次モードに近い形状となっているために、添板中央の曲げ応力の増大が抑制されたものと推定される。その結果、座屈耐力が肌すきの影響を受けなかったであろう。

6. 結論

本論では、高摩擦係数を実現するための条件を満たすHF添板を用いた高力ボルト2面摩擦接合部の標準的なすべり試験・繰返し載荷実験・添板の曲げ座屈実験に関する研究成果をまとめた。得られた結果は以下のように要約される。

- 1) 肌すきがない場合、ボルト本数にかかわらず摩擦係数は理論値の1.2以上、等価見掛け摩擦係数は0.9以上の値が確実に実現される。
- 2) 1mmの肌すきがあると等価見掛け摩擦係数は若干低下するが、複数本ボルトの試験体では0.9を上回る見掛け摩擦係数が得られる。
- 3) 0.9の見掛け摩擦係数に相当する一定荷重振幅の10サイクルの繰返し載荷は最大見掛け摩擦係数を若干増大させる。ただしボルト張力の低下が大きく、3割前後に達する。
- 4) 最大摩擦力に達した後は見掛け摩擦係数の低下が大きく、繰返しにより摩擦力は最大摩擦力の3割程度にまで低下する。
- 5) 添板の座屈応力度は、学会標準¹⁾²⁾の短期許容圧縮応力度によって安全側に評価される。この場合、細長比は最内縁ボルト間距離の半分の座屈長さとして算定できる。
- 6) 添板の座屈耐力は2mmまでの肌すきに影響されない。

なお本論では、HF添板の鋼材としてS35C, S45C, SCM435の3種類を用いているが、これはHF添板の試作段階で様々な鋼材の加工性や熱処理の効果を調べるためであった。

【参考文献】

- 1) 竹内一郎, 宇野暢芳, 井上一郎, 脇山広三: 高すべり係数接合部のすべり耐力に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集C-1構造III, pp.483-484, 1996. 9.
- 2) 北卓也, 井上一郎, 脇山広三, 東清三郎, 宇野暢芳, 竹内一郎: 高すべり係数接合部の繰返し荷重変形状, 日本建築学会大会学術講演梗概集C-1構造III, pp.485-486, 1996. 9.
- 3) 東清三郎, 井上一郎, 脇山広三, 北卓也, 宇野暢芳, 竹内一郎: 高すべり係数接合部における添板の曲げ座屈耐力, 日本建築学会大会学術講演梗概集C-1構造III, pp.487-488, 1996. 9.
- 4) 宇野暢芳, 井上一郎, 志村保美, 脇山広三: 硬さが異なる鋼材間の摩擦

図13 添板中央の初期曲げモーメント－肌すき関係

図14 座屈応力度－肌すき関係

図15 HF添板中央の圧縮応力度－歪度関係

- 係数に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文集, No.494, 1997.4.
- 5) 安田誠宏: 摩擦接合部に板厚差による間隙を生じる場合の摩擦抵抗への影響について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1171-1172, 1973.10.
 - 6) 内田直樹, 隆井繁蔵, 他: 高力ボルト摩擦接合部の肌すきの影響に関する実験(その1, 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1199-1202, 1976.10.
 - 7) 田中 清, 山田周平, 山崎真司: 肌すきを有する高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力について, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1315-1316, 1977.10.
 - 8) 日本建築学会: 高力ボルト接合設計施工指針, 1994.
 - 9) 田中淳夫, 泉 満, 竹内徹也: 継手間隔の大きい高力ボルト摩擦接合形式は継手に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集C構造II, pp.1311-1312, 1983.9.
 - 10) 橋本篤秀, 岡田久志: 高力ボルト摩擦接合梁継手におけるフランジ添板の力学的性状に関する実験的研究, 構造工学論文集Vol.33b, pp.251-258, 1987.3.
 - 11) 橋本篤秀, 岡田久志: 高力ボルト摩擦接合梁継手におけるフランジ添板の力学的性状に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集C構造II, pp.929-930, 1988.10.
 - 12) 日本建築学会: 鋼構造設計規準, 1973.

(1997年3月10日原稿受理, 1997年7月30日採用決定)