

皿型高力ボルト摩擦接合継手の引張挙動に関する研究

STUDY ON TENSION BEHAVIOR OF HIGH DURABILITY FRICTION GRIP JOINTS WITH High STRENGTH COUNTERSUNK HEAD BOLTS

橋梁工学分野 黒野 佳秀

これまで打込み式で使用されてきた皿型高力ボルトを摩擦接合に適用することで、外面の接合部の突出を解消することができ、防食の耐久性の向上や舗装耐久性の向上が期待できると考えられる。そこで、皿型ボルトを実用化することを目的に、すべり試験と FEM 解析を実施することで、皿型ボルトと六角ボルトのすべり挙動を比較した。また、皿型ボルトにおける拡大孔の影響および片当たりがすべり耐力およびすべり後耐力に与える影響について検討した。

We focused on the high strength bolted friction grip joints with countersunk head which can finish the surface of the connection plate flat smoothly and prevent from functional decline due to corrosion and pavement. In this study, we have compared the slip strength of the joints which has the optimum countersunk head angle with that of the joint with the normal high strength bolt through the standard slippage test and FEM analysis. Besides, we examine the effect of over-sized holes on the slip resistance and the effect of the partial contact on the slip resistance and ultimate strength including bearing capacity through the standard slippage test.

1. 研究背景と目的

鋼橋部材接合部では高力ボルトによる摩擦接合が広く利用されている。一般的には、高力六角ボルト（以下、六角ボルトという）やトルシアボルトが使用されているが、それらのボルトの頭部は接合面から突出しており、頭部の隅角部などにおける塗膜厚の確保は一般部より困難である。また雨水等が滞留し、腐食が過度に進行している場合も少なくない。さらに、鋼床版デッキプレートの接合部に高力ボルトを用いる場合には、ボルト頭部の突出により接合部での舗装厚が減少するため、舗装に亀裂が生じやすく、舗装の耐久性の低下が懸念される。

そこで、図-1 に示すような皿型高力ボルト（以下、皿型ボルトという）に着目し、これを摩擦接合の締結材として用いることで、ボルト頭部が突出せず、接合部における塗膜等による防食の耐久性の向上や舗装の耐久性の向上が期待できる。さらには、接合部での凹凸感が排除され景観性が向上すると考えられる。

しかし、皿型ボルトは、これまで主に打ち込み式（支圧接合）で使用され、摩擦接合継手部への適用を対象とした研究例は少ない。

一方、摩擦接合継手に皿型ボルトを用いる場合、ボルト頭部は連結板のざぐり加工部によってその位置が

固定され、ボルト位置が決められる。その場合、施工の際、ボルト軸部の片側が母板及び連結板のボルト孔壁に接触する片当たりが六角ボルトを使用する場合よりも生じ易く、施工性の低下とすべり耐力の低下が懸念される。そこで、皿型ボルトを用いる場合には、拡大孔の適用が望まれる。

そこで、本研究では、皿型ボルトを用いた摩擦接合継手の鋼橋への適用に向けて、皿型ボルト摩擦接合継手のすべり挙動について明らかにすることを目的に、すべり試験および FEM 解析を実施した。また、拡大孔および片当たりがすべり挙動およびすべり後挙動に与える影響について検討した。

2. ボルト形状がすべり挙動に与える影響

2.1 供試体

本試験で使用した皿型ボルト及び連結板のざぐり加工部の形状と寸法を図-2 に、CD-32M16M（2面継手）



図-1 皿型ボルト

表-1 供試体の一覧

試験体名	母材		連結板		連結板 (枚)	すべり/降 伏耐力比 β_s
	鋼種	mm	鋼種	mm		
HD-12S12M	SM490	12	SM490	12	2	1.39
CD-12M12M						1.39
HD-12M12S	SM490	12	SS400	12		1.39
CD-12M12S						1.39
HD-16M12M	SM490	16	SM490	12		1.04
CD-16M12M						1.04
HD-32M16M	SM490	32	SM490	16		0.52
CD-32M16M						0.52
HS-12S16M	SS400	12	SM490	16	1	0.96
CS-12S16M						1.08
HS-12M16M	SM490	12	SM490	16		0.70
CS-12M16M						0.78
HS-16M22M	SM490	16	SM490	22		0.52
CS-16M22M						0.57

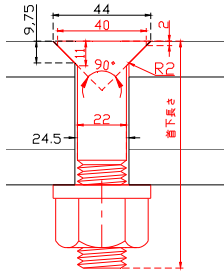


図-2 ボルト形状
(単位: mm)

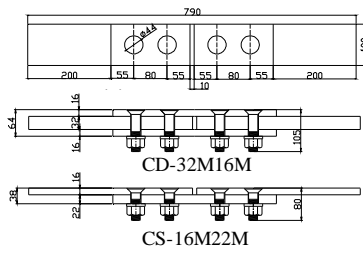


図-3 供試体一般図
(単位: mm)

と CS-16M22M (1面継手) を例に、供試体の一般図を図-3 に示す。供試体は、1行2列継手を対象にしている。ボルトは皿型、六角ともに呼び径 M22 (F10T) を使用した。皿型ボルトの形状の選定にあたり、皿頭部の角度をパラメータとした有限要素解析の結果¹⁾から、ボルト軸力導入に伴い発生するボルト頭部の首下の Mises 応力が最小値となる形状として、皿頭部の角度は 90°とした。

供試体の一覧を表-1 に示す。試験パラメータは、ボルト種 (六角ボルト, 皿型ボルト) と板厚構成と連結板の鋼種 (SS400, SM490) および継手面数 (2面継手, 1面継手) とした。

2.2 すべり試験

(1) 試験方法

すべり試験には、1,000kN 万能試験機を用いた。供試体には導入軸力の大きさを変化させてすべり側と固定側を設定し、すべり側にすべりが発生するまで載荷した。すべり側のボルト軸力は設計ボルト軸力の1割増しである 226kN, 固定側のボルト軸力は設計ボルト軸力の2割増しである 246kN を目標に導入した。なお、すべり側のボルト軸力はひずみ値により管理し、固定側のボルト軸力はトルク値により管理を行った。ボルトの締め付けはトルクレンチを用いて行った。

(2) すべりの定義

建築学会の鋼構造接合部設計指針²⁾では、すべりの定義について、相対変位が 0.2mm に到達した時の荷重、

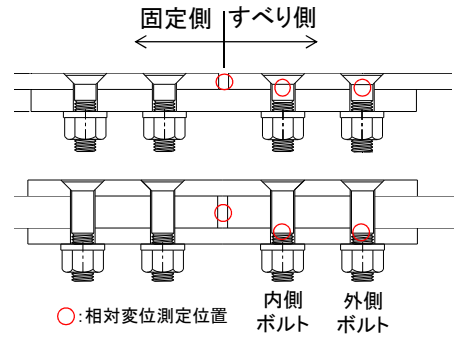


図-4 相対変位の測定箇所

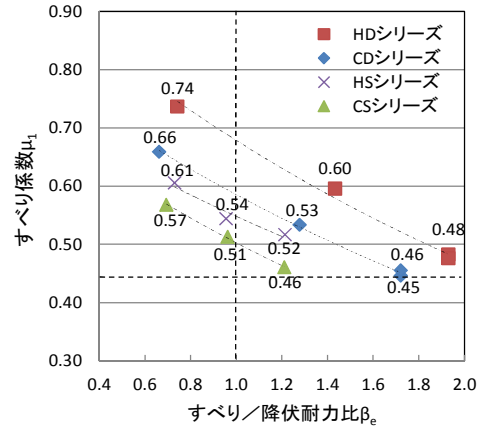


図-5 すべり係数とすべり/降伏耐力比の関係

最大荷重、主すべりが発生した時の荷重のいずれかのうち最小のものとされている。本研究では、建築学会の定義を参考に、最大荷重と外側ボルト位置での相対変位が 0.2mm に達した時の荷重のいずれかのうち、最小のものをすべり荷重と定義した。図-4 に相対変位の測定箇所を示す。

2.3 試験結果

(1) すべり係数の算出

すべり係数 μ_s の算出は、式-1 を用いて算出した。

$$\mu_s = \frac{P}{m * n * N_f} \quad \text{式-1}$$

ここに、

μ_s : すべり係数 P : すべり荷重

m : 接合面の数 n : ボルト本数

N_f : 試験前軸力の平均値 (kN)

(2) すべり耐力

図-5 に、すべり係数とすべり/降伏耐力比の関係を示す。これより、接合面数、ボルト種別に関わらず、すべり/降伏耐力比 β が増すにしたがって、すべり係数が低下する傾向が認められたが、すべての試験において、設計で要求されるすべり係数 0.45 を上回った。同じすべり/降伏耐力比の場合、すべり係数は、接合面数に関わらず、六角ボルトに比べて皿型ボルトのほうが小さくなり、2面継手で最大1割程度低めであった。

3. 拡大孔がすべり挙動に与える影響

3.1 供試体

供試体の一般図は、図-3と同様である。供試体の一般図を表-2に示す。試験パラメータは、ボルト孔径（標準孔 24.5mm，拡大孔 26.5mm および 28.5mm）と継手構造（2面継手，1面継手）とすべり/降伏耐力比 β_d およびボルト孔の孔ずれとしている。ボルト孔の孔ずれを図-6に示す。

3.2 すべり試験

(1) 試験方法

すべり試験は2.2 (1)と同様の方法で実施した。

(2) すべりの定義

すべりの定義は、2.2 (2)と同様とした。ただし、すべり判定の位置は、内側ボルト付近の相対変位とした。

3.3 試験結果

(1) 荷重と相対変位の関係

図-7に、D-16シリーズの荷重と相対変位の関係を示す。これより、ボルト孔径が大きくなるほど、外側ボルトの相対変位が大きくなるのがわかる。これは、D-16シリーズが降伏先行型であり、ボルト孔径が大きくなることで、母板の降伏荷重が低下したためと考えられる。この傾向は、すべり先行型ではみられなかった。また、内側ボルトの相対変位も荷重の増加とともに大きくなっており、降伏先行型でもすべりが生じていることがわかる。

(2) すべり耐力

図-8に、すべり係数の分布を示す。同図より、拡大孔の影響について、孔ずれタイプ以外のすべり係数への影響はみられず、ボルト孔径の増加に伴うすべり係数の低下は確認されなかった。降伏先行型でもすべり係数が低下しなかった理由は、すべりを内側ボルト位置での相対変位で評価したため、外側ボルト付近の母板の降伏の影響が小さくなったためと考えられる。

なお、母板の孔ずれタイプでは、D-16-T2シリーズでは、ボルト孔径 28.5mm のすべり係数はボルト孔径 26.5mm のそれより約 3.5%低下したが、その差は僅かであり、ばらつきによるものと考えられる。

(3) 接合面の接触力の低下率

図-9に、FEM解析により算出したD-32シリーズ（すべり先行型）とD-12シリーズ（降伏先行型）およびD-16-Lシリーズ（孔ずれタイプ）を代表に、軸力導入時に対するすべり時の接合面の接触力低下率を示す。これより、すべてのケースにおいて、拡大孔による接触力の低下の影響はみられなかった。これが、ボルト孔径がすべり耐力に大きな影響を与えなかった要因と考えられる。

表-2 供試体の一覧

供試体名	孔径 (mm)	板厚 (mm)		連結板 枚	すべり/降伏 耐力比 β_d	連結板/母板 降伏耐力比 γ	孔ずれ タイプ
	d	母板 t_f	連結板 t_2				
D-16-S	24.5	16	12	2	1.04	1.46	なし
D-16-M	26.5				1.07	1.47	
D-16-L	28.5				1.10	1.47	
D-12-M	26.5	12	12		1.43	1.96	
D-12-L	28.5				1.47	1.96	
D-32-M	26.5				32	16	
D-32-L	28.5	0.55	0.99				
S-12-M	26.5	12	16	0.80			
S-12-L	28.5			0.83	1.42		
S-16-M	26.5			16	22	0.58	
S-16-L	28.5	0.60	1.44				
D-16-M-T1	26.5	16	12			2	
D-16-L-T1	28.5			1.10	1.47		
D-16-M-T2	26.5			1.07	1.47		2
D-16-L-T2	28.5			1.10	1.47		
D-16-M-T3	26.5			1.07	1.47	Type-3	
D-16-L-T3	28.5			1.10	1.47		

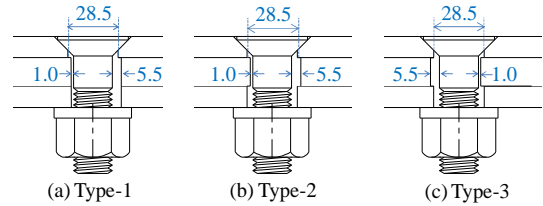


図-6 孔ずれタイプ

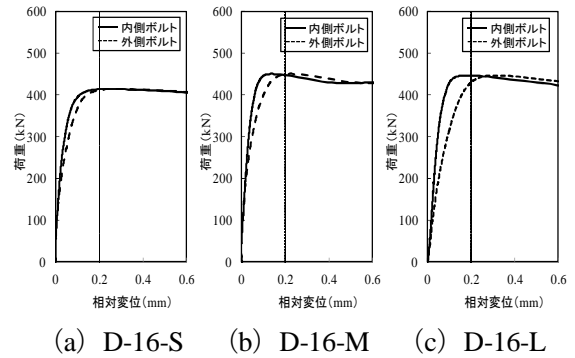


図-7 荷重と相対変位の関係

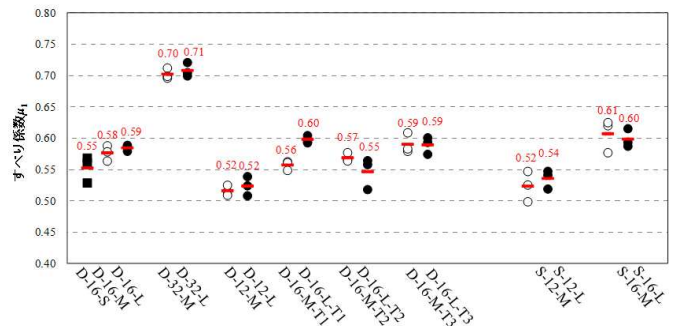


図-8 すべり係数の分布

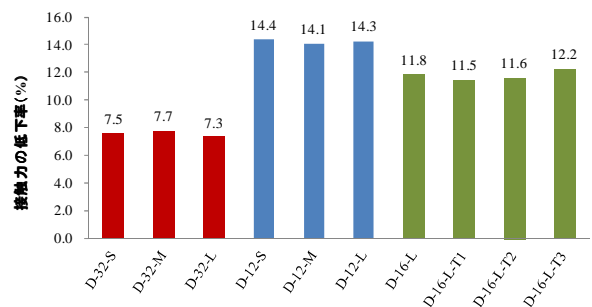


図-9 接合面の接触力の低下率

4. 片当たりがすべり挙動およびすべり後挙動に与える影響

4.1 供試体

供試体の一覧を表-3に示す。供試体は、1行3列継手を対象とした。試験パラメータは、すべり/降伏耐力比 β と片当たり箇所および連結板/母板降伏耐力比 γ とした。片当たり箇所を図-10に示す。bcシリーズは母板ボルト孔の製作誤差を、scシリーズは連結板ボルト孔の製作誤差を想定し、3本のボルト（内側、中央、外側）のうち、引張荷重に対して最も影響を受けると考えられる外側を片当たりの対象とした。供試体は、母板および連結板の外側ボルト孔位置を供試体長手方向に1.25mmずらして製作した。

hcシリーズは施工誤差により板がずれ、ボルトが傾いた状態を想定した。供試体は、組み立て時に連結板をずらし、すべり側の3本のボルトを全て傾け、その状態でボルトを締め付けて製作した。また、表-3の母板の設計降伏荷重は材料試験で得られた降伏応力とボルト孔を控除した母板の純断面積との積で算出して求めた。

4.2 すべり試験

(1) 試験方法

すべり試験は2.2(1)と同様の方法で実施した。ただし、すべり先行型については鋼板が破断するまで載荷した。

(2) すべりの定義

すべりの定義は、2.2(2)と同様とした。ただし、すべり判定の相対変位は内側、中央、外側ボルトのうち、内側ボルト位置のものを用いた。

4.3 試験結果

(1) すべり耐力

図-15にすべり係数の分布を示す。これより、降伏先行型では片当たりによるすべり係数への影響は、片当たりにより、すべり係数のばらつきが増加したが、平均値間での差が小さく、設計で要求されるすべり係数0.45を上回った。片当たりの有無によるすべり係数の影響を平均値で比較すると、片当たりのないケースに対して、片当たりのあるケースは降伏先行型では2%の低下率(0.49→0.48)、すべり先行型でも2%の低下率(0.70→0.69)であった。

(2) 最大荷重

図-16に最大荷重の分布を示す。同図より、すべり先行型の最大荷重の平均値は、破断箇所がすべり側であるbc-32-s(1,321kN)とsc-32-s(1,314kN)の最大荷重の大きさを比較すると、その差は1%未満となった。これより、片当たりによる最大荷重の影響は小さいと考えられる。

表-3 供試体の一覧

供試体名	板厚(mm)		すべり/降伏耐力比 β	連結板/母板降伏耐力比 γ	母板の設計降伏荷重(kN)	片当たり箇所	供試体数
	母板 t_1	連結板 t_2					
nc-16	16	12	1.57	1.46	396.2	なし	3
bc-16						母板とボルト軸部	3
sc-16						連結板とボルト軸部	3
hc-16						ざぐり部とボルト頭部	3
nc-32-s	32	16	0.78	0.98	792.4	なし	3
bc-32-s						母板とボルト軸部	3
sc-32-s						連結板とボルト軸部	3
hc-32-s						ざぐり部とボルト頭部	3
nc-32-b						なし	3
pe-32-s						なし	3

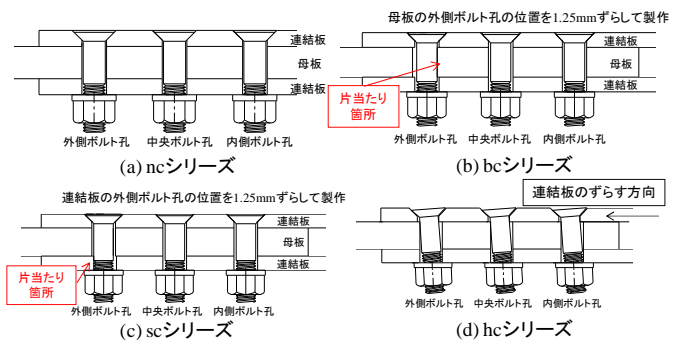


図-10 片当たり箇所

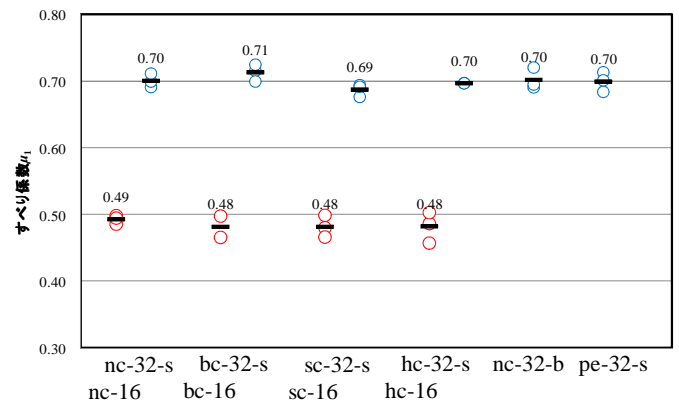


図-15 すべり係数 μ_1 の分布

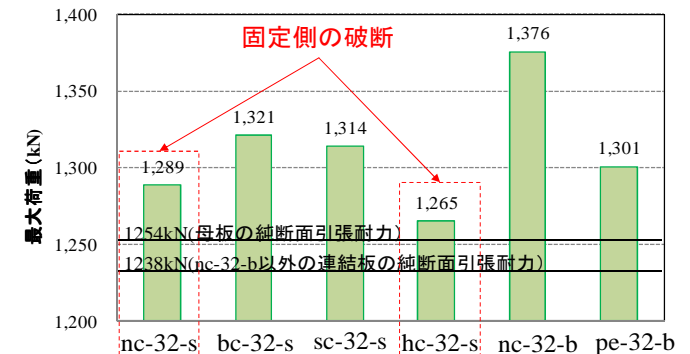


図-16 最大荷重

5. 皿型ボルトのすべり耐力の低下要因の解明

5.1 解析モデル

汎用構造解析プログラムABAQUSによる3次元弾塑性有限変位解析を行った。継手モデルはすべり試験で用いた供試体の1/4モデルとし、各対称面上に対称条件を設けた。図-17に、その有限要素モデル(すべり先行型:母板厚32mm,連結板厚16mm)を示す。母板,連結板,ボルト全て8節点ソリッド低減積分要素で離散化した。連結板と母板には応力とひずみ関係を用い、Von-Misesの降伏関数を用いた。SM490の基準降伏点 σ_y は325MPaと仮定した。また、高力ボルトの材料であるF10Tは、その降伏点900MPaとし、ひずみ硬化のないバイリニア則とした。皿頭部とざぐり加工部および連結板と母板の境界面に、摩擦を考慮できる接触境界を導入した。摩擦係数は静止摩擦係数として、皿頭部とざぐり面に0.1,連結板と母板に0.76を与えた。ボルト軸力は変位制御で与え、205kN締付けを目標に再現した。引張荷重は締付け終了後に、母板端部に強制変位として与えた。

5.2 解析ケース

表-4に解析ケースを示す。HD-32-case1とは、HD-32の頭部側連結板を六角ボルト頭部形状に切削したものである。切削深さはCD-32の深さを参考にしており、CD-32の連結板/母板降伏耐力比を合わせるために頭部側連結板の板厚を17.5mmとした。図-18に、CD-32とHD-32-case1のボルト頭部付近の形状を示す。

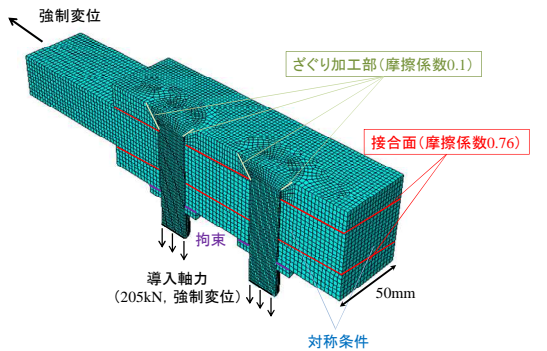


図-17 解析モデル

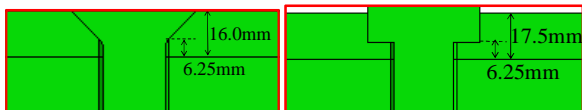


図-18 ボルト頭部付近の形状

表-4 解析ケース

供試体名	使用ボルト	母板		連結板(頭部側)		すべり/降伏 耐力比 β	連結板/母板 降伏耐力比 γ
		板厚(mm)	鋼種	板厚(mm)	鋼種		
HD-32	六角ボルト	32	SM490	16	SM490	0.52	1.00
CD-32	皿型ボルト			17.5			0.96
HD-32-case1	六角ボルト						0.96

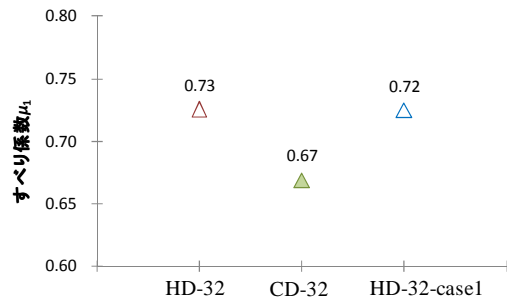


図-19 すべり係数 μ_1 の分布

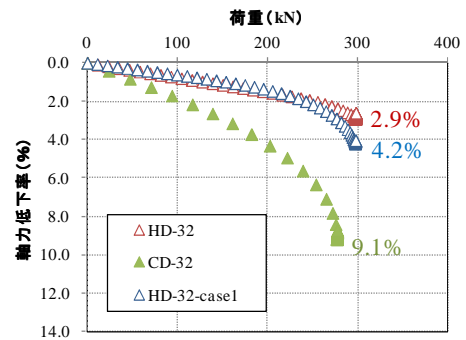


図-20 荷重と軸力低下率の関係

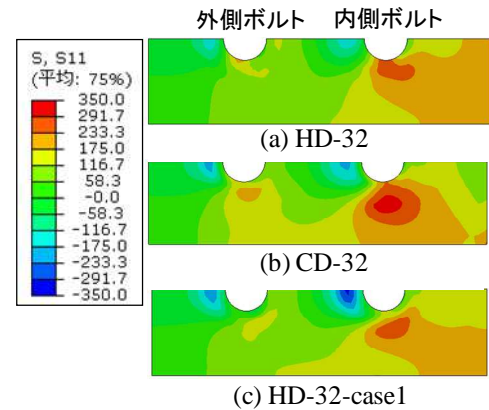


図-21 連結板接合面の引張方向応力(すべり時)

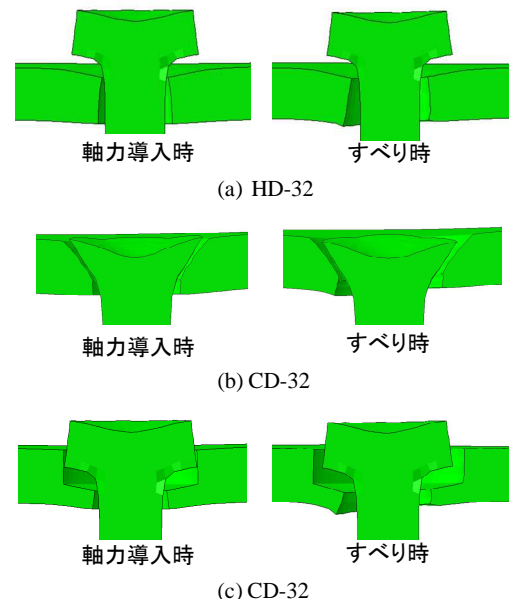


図-22 ボルトと連結板の変形図(倍率50)

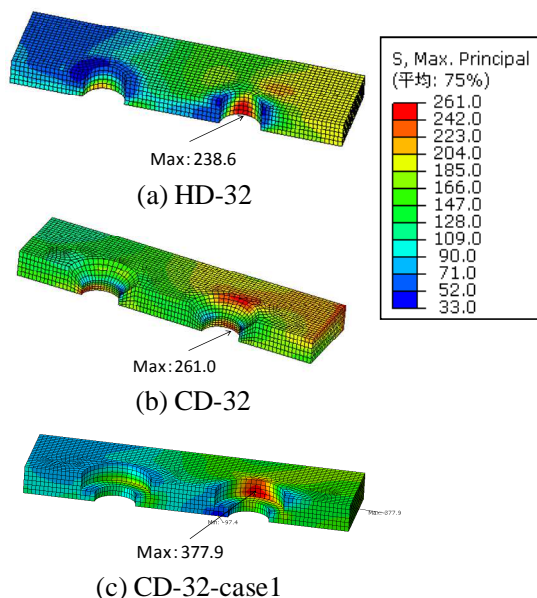


図-23 連結板ボルト孔周辺の最大主応力

5.3 解析結果

(1) すべり耐力とボルト軸力の低下率

図-19に、すべり係数の分布を示す。同図より、すべり係数はHD-32で0.73、CD-32で0.67となり、皿型ボルトは六角ボルトよりすべり係数が約8%低下した。図-20の軸力低下率に着目すると、CD-32はHD-32より大きく、すべり係数の低下には、軸力の低下が大きく影響していることがわかる。また、HD-32-case1のすべり係数は0.72でHD-32のすべり係数と同程度となった。これより、連結板を切削することによるすべり係数の影響は小さいと考えられ、ボルト頭部形状がすべり係数に大きく影響していると考えられる。

(2) 引張方向応力

図-20にすべり時における連結板接合面の引張方向応力のコンターを示す。これより、CD-32ではHD-32とHD-32-case1より、すべり時で高い引張方向応力が発生しており、応力の集中がみられる。

(3) ボルトと連結板の変形

図-21に軸力導入時とすべり時の連結板とボルトの変形図(倍率50)を示す。

これより、すべり時の連結板の引張方向の変形量は、軸力導入時より大きく、特にCD-32とHD-32-case1で大きくなった。また、CD-32では連結板の変形に伴って、ボルトがボルト軸方向にずれていることがわかる。このボルトのずれにより、軸力低下率が他のケースより大きくなった理由と考えられる。HD-32とHD-32-case1では、ボルトのずれはみられなかった。

(4) 連結板の最大主応力

図-22に連結板ボルト孔周辺の最大主応力を示す。これより、最大主応力はHD-32-case1(377.9Mpa)で最

も高くなり、続いてCD-32(261.0Mpa)、HD-32(238.6Mpa)の順となった。連結板を切削する場合、皿型状に切削することで六角ボルト頭部形状に切削するより、最大主応力を小さくすることができる。

6. まとめ

本研究では、これまで支圧接合で使用されてきた皿型ボルトを摩擦接合への適用に向けて、すべり試験とFEM解析を行うことで、皿型ボルト摩擦接合継手のすべり挙動について明らかにした。以上より得られた結論は次の通りである。

- 1) 1行2列モデルの供試体によるすべり試験の結果、設計で要求されるすべり係数0.45を上回った。
- 2) 接合面数、ボルト種別に関わらず、 β_e の増加にともないすべり係数は低下した。また同じ β_e の場合、六角ボルトのすべり係数に比べて、皿型ボルトのすべり係数は小さくなり、2面継手で最大1割程度低くなった。
- 3) 皿型ボルトのすべり耐力に対するボルト孔径、ボルト孔ずれの影響は、ボルトの呼び径+6.5mmまでの範囲では小さい。
- 4) 3次元弾塑性FEM解析の結果より、皿型ボルトが六角ボルトよりすべり係数が1割程度低下する要因は、皿型ボルトではすべり時における連結板接合面の引張方向応力が高く、引張力に対して連結板の変形量が大きくなる。さらに、皿型ボルトの頭部形状の影響が加味されることで、ボルトがボルト軸方向にずれ、軸力の低下を招き、すべり係数が低下したと考えられる。

今後は、皿型状に切削したボルト孔周りにおいて応力集中が存在し、それが疲労強度に与える影響について、疲労試験を行い検討する必要がある。また、防食耐久性の改善効果について腐食促進試験により検証する予定である。さらに、実構造物を想定した多行多列継手のすべり試験により、実構造物でのすべり挙動について検討する予定である。

参考文献

- 1) 田畑晶子, 金治英貞, 黒野佳秀, 山口隆司: 皿型高力ボルトを用いた摩擦接合継手のボルト形状及び継手特性に関する解析的検討, 鋼構造論文集, Vol.20, No.79, pp.19-28, 2013.
- 2) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 2001
- 3) 土木学会 鋼構造委員会: 高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針(案), 2006.
- 4) SIMULIA: Abaqus Analysis User's Manual, Vol.I-V, Ver.6.9

謝辞

本研究を実施するにあたり、終始適切なご指導をして頂いた、山口隆司教授、松村政秀准教授の先生方に対し、深く感謝いたします。

阪神高速道路株式会社技術部技術開発課の田畑晶子氏には、皿型ボルトに関する知識・情報ならびに貴重なご助言を頂きました。大変お世話になりました。

すべり試験の供試体の製作にあたっては、ダイワ工業株式会社の和田貴宏氏、リラクゼーション試験の製作にあたっては、片山ストラテック株式会社の上野康雄氏、ボルトの製作と情報提供およびキャリブレーション試験にあたっては、日鉄住金ボルテン株式会社の吉見正頼氏、ひずみゲージ等の発注および情報提供にあたっては、株式会社東京測器研究所の岩城勝美氏には、大変お世話になりました。この場を借りて感謝の意を表します。

橋梁工学研究室の皆さまには、大変お世話になりました。研究室の同輩、後輩の皆さまには、お忙しい中、実験のお手伝いをしていただき大変感謝しています。この場を借りて深く御礼申し上げます。

討議

討議 [谷口 与史也 教授]

皿型高力ボルトが、高力六角ボルトよりすべり係数が低下するメカニズムはなにか。

回答

皿型高力ボルトでは、引張力によって連結板が変形するに伴い、ボルトが落ち込むことでボルト軸力が低下し、すべり耐力が低下したと考えられる。このボルトの落ち込みは、高力六角ボルトではみられない。

討議 [谷口 与史也 教授]

皿型高力ボルトと高力六角ボルトを用いた場合で、摩擦係数は同じであるか。

回答

摩擦係数は、接合面の処理状態に依存するため、皿型高力ボルトの摩擦係数は高力六角ボルトの摩擦係数と同じである。

討議 [大島 昭彦 教授]

試験での拡大孔の孔径を決定した理由は。また、皿型高力ボルトでは、ボルト孔径 28.5mm 以上あけたほうがいいのか。

回答

現行の道路橋示方書（以下、道示）では、高力六角ボルトを用いる場合、拡大孔として標準孔+2.0mm までの孔径が規定されている。本研究では、道示で規定されている拡大孔径に加え、標準孔+4.0mm までの拡大孔について検討した。また、ボルト孔径を大きくすることで、鋼板の純断面積が減少し、降伏荷重が低下する。そのため、施工性の観点からはボルト孔径を大きくすることは望まれるが、大きくすればするほどいいというものではない。

討議 [谷口 与史也 教授]

皿型高力ボルトでも、ナット側は突出しているのですが、どのように使用すればいいのか。

回答

風雨が当たる外面を頭部側とすることで、防食耐久性の向上につながると考えられる。その場合、桁内側でのボルトの締付けも十分行えると考えられる。

討議 [松村 政秀 准教授]

皿型高力ボルトを使用する場合、列数が多くなることによる影響はどうか。

回答

道示では、接合面に無機ジンクリッチペイントを塗装する場合の高力六角ボルト摩擦接合継手について、8列を超える場合には許容力に低減係数を乗じて設計しなければならないことが規定されている。試験では、高力六角ボルトと皿型高力ボルトを比較した1行2列のすべり試験を行っており、ボルト種によってすべり/降伏耐力比とすべり係数の関係に大きな違いは認められず、皿型高力ボルトの場合でも、高力六角ボルトと同様に8列以下では低減係数を乗じる必要はなく、8列を超える場合には低減係数を乗じる必要があると考えられる。