高力ボルト摩擦すべり接合に関する研究

その1 アルミニウム合金板を摺動材に利用した接合要素実験

STUDIES OF BOLTED FRICTIONAL-SLIPPAGE CONNECTION

Part 1 Experiments of frictional-slipage connection using aluminum alloy sliding plates

吉岡 智和*

Tomokazu YOSHIOKA

In this paper, dynamic loading tests were conducted using the bolted frictional slippage connection specimens that sandwiched aluminum alloy sliding plates in order to investigate frictional slipping behavior such as the variation of slip coefficient while slipping and the influence of the initial bolt tension to the kinetic slip coefficient. As the result, specimens using high strength aluminum alloy sliding plates showed stable enough frictional slipping behavior rather than other two aluminum alloy sliding plates and the initial bolt tension had little influence on the slipping coefficient. In addition, in order to predict the slip coefficient of the specimen, a nonlinear regression equation was applied and its regression coefficients were obtained using nonlinear least squares fitting. This equation predicted varying slip coefficient of specimens using high strength aluminum alloy approximately.

Keywords: Friction Damper, High Tension Bolt, Slip Coefficient, Aluminum Alloy, Dynamic Loading Test

摩擦ダンパー, 高力ボルト, すべり係数, アルミニウム合金, 動的載荷試験

1. はじめに

1994年のノースリッジ地震や1995年の兵庫県南部地震では、鋼構造骨組における柱梁接合部周辺の梁端や柱端で生じた溶接部破断による地震被害が報告^{1),2)}された。これらを防止するための一つの手法として、鋼構造骨組を構成するH形鋼梁の梁端近傍にフランジ断面積を減少させた部分(Dogboneフランジ等)を設けその位置に降伏ヒンジを発生させる構法³⁾が提案されている。しかしながら、この構法では、Dogboneフランジが大きな繰返し塑性変形を受けることに伴う歪硬化により負担力が増加し、梁端の降伏とそれに伴う大きな塑性変形の発生を必ずしも防止できない結果となっている。

筆者らは、上記の課題を解決する一つの方法として、フランジ断面積を減少させるDogboneフランジの代わりに高力ボルト摩擦すべり接合部を梁端近傍の下端フランジに設け、その摩擦すべりに依存するヒンジ機構によって、梁降伏型骨組と同様の全体降伏機構を形成する図1の概念図に示す鋼構造部分骨組⁴⁾の実験を行い、摩擦すべりに依存するヒンジ機構を有する構法の実現可能性の検討している。この構法では、図1に示す①部において、地震応答による繰返し摺動時に安定した摩擦力を発揮し、その摩擦力を定量的に評価できる安価な高力ボルトすべり接合部が必須となる。

既往の高力ボルト摩擦すべり接合に関する研究では、中平、井上らがアルミを溶射した鋼板と鏡面加工した鋼板で構成される接合要

素の実験研究⁵⁾を行い、大きな摩擦力が得られることを報告している。また、Grigorian, Popovは黄銅板を摩擦面未加工の鋼板で挟んだ接合要素の実験研究⁶⁾を行い、その摩擦すべり挙動を明らかにしたが、摺動時に変化する摩擦力を定量的に評価する方法を明確に示しておらず、黄銅以外の非鉄金属板を摺動材に利用した場合の摩擦すべり挙動に関しても未調査である。

そこで本研究では、図1の①部に示す摩擦すべり接合部への適用を想定して、3種類のアルミニウム合金板(純アルミ, Al-Mg系合金, Al-Cu系合金)及び3種類の銅合金板(純銅, 黄銅, りん青銅)を摩擦面未加工の鋼板で挟んだ高力ボルト摩擦すべり接合部の摩擦

図1 高力ボルト摩擦すべり接合を設けたH形鋼梁端部の概念図

本論の一部は、文献4), 7)で発表した。

* 九州大学大学院芸術工学研究院環境計画部門 助手・工修

Research Assoc., Dept. of Environmental Design, Faculty of Design, Kyushu University, M. Eng.

すべり挙動について、接合要素試験体を用いた動的載荷実験を実施し調査する。本報その1ではアルミニウム合金板を利用した接合要素の実験結果について、続報その2では銅合金板を利用した接合要素の実験結果について報告する。

2. 実験方法

2.1 試験体及び実験条件

図2に本実験で使用した接合要素試験体の形状を示す。試験体は、1本のM20高力ボルトにより中央の母材を2枚の添板で挟む2面摩擦接合形式の要素試験体とし、母材と添板の間に摺動材として厚さ2mmのアルミニウム合金薄板を挿入した。摺動材の形状は、中央に直径22mmのボルト孔を有する100mm角の正方形板である。また、母材及び添板はそれぞれ厚さ16mm, 12mmの鋼板(SS400, 母材に使用した鋼材の降伏点288MPa, 引張強さ400MPa)とし、ボルト孔として母材には摺動時にボルトと孔縁との接触を避けるために直径26mm×長さ50mmの長孔を、添板には直径26mmのボルト孔を設けた。これらの母材と添板間の締め付けには、呼び径M20の高力六角ボルトを使用し、また、ボルト締め付け長さを大きくし、繰り返し摺動に伴う摩擦面の磨耗によって生じるボルト張力の低下を防止するため、添板外側に厚さ30mmの正方形座金を付加し、ボルト締め付け長さを113mmに設定した。

母材と摺動材の接触面は表面加工を施さない黒皮面と圧延面とし、添板と摺動材の接触面には、両面とも最大高さが50 μ m以上となるように、ショットブラスト処理を施し高摩擦化を図り、摺動面が母材と摺動材の間に限定されるように計画した。

実験条件として、挿入したアルミニウム合金板の材質(純アルミA1050P, Al-Mg系合金A5052P, Al-Cu系合金A2017P)及び初期導入ボルト張力(180, 120kN)を設定した。表1に試験グループの実験条件の一覧及びそれぞれの摺動材の材料強度を示す。なお、A2-18グループに関しては、付加する座金の厚さを22mmとし、ボルト締め付け長さを97mmに短縮したA2-18-97グループを設けた。なお、各グループとも、同一実験条件下で、3体の試験体を用意しサンプルの収集を行った。

2.2 加振方法

加振は、地震時に高力ボルト摩擦すべり接合部に発生するすべりを模擬する目的で、試験体の添板を反力ブロックに固定した上で、母材を500kN動的サーボアクチュエータの先端に取り付け、アクチュエータにより母材に対して正負繰り返しの強制変位を与えた。図3に与えた強制変位の時刻歴波形を示す。与えた加振波は正弦波とし、加振波W1では最大振幅を10, 20, 40, 20, 10mmと順次変化させ、同振幅で各々9サイクル繰り返し計45サイクルの加振を行い、加振波W2では最大振幅を10, 20, 40, 20mmと順次変化させ、同振幅で各々3サイクル繰り返し計12サイクルの加振を行った。また、両加振波の各サイクルにおける平均すべり速度を16mm/secに設定し、振幅10, 20, 40mmにおける振動数は0.8, 0.4, 0.2Hzと順次変化させた。なお、加振波W2はA2-18-97グループの加振に利用し、その他の試験グループには加振波W1を用いた。

2.3 計測方法

本実験では、加振中に強制変位に伴い生じる荷重、母材と添板との間の相対変位及びボルト張力をそれぞれ計測した。強制変位に伴

図2 試験体形状

表1 試験グループの実験条件

試験グループ名	試験体数	摺動材		ボルト張力 (kN)	ボルト締め付け長さ (mm)	加振波名
		記号 (*)	0.2%耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)		
A1-18	3	A1050P	121	136	180	W1
A1-12					120	
A5-18		A5052P	185	245	180	
A5-12					120	
A2-18		A2017P	335	421	180	
A2-12					120	
A2-18-97					180	W2

* : JIS H 4000 に定められた規格品

図3 加振波

図4 変位計測位置

い生じる荷重はアクチュエータに取り付けたロードセルにより計測し、相対変位は図4に示す2つの変位計により計測した。ボルト張

図5 すべり係数と変位の関係の代表例

図6 第1サイクルで観測されたすべり係数の絶対値と累積変位の関係

力は、高力ボルトに埋め込んだひずみゲージにより計測したひずみ測定値から換算して求めた。なお、各計測値は、動ひずみ計測器により、3ミリ秒毎に1回のサンプリングを行った。

3. 実験結果

3.1 すべり係数と変位の関係

図5にA1-18 (純アルミ), A5-18 (Al-Mg系合金), A2-18 (Al-Cu系合金) グループの1体目の試験体のすべり係数と変位の関係を示す。図中に示したすべり係数は、母材の強制変位に必要な荷重を初期導入ボルト張力と摩擦面数(2)で除した値を表している。

図5に示すように、A1-18-1ではすべり係数は繰り返し撓動に伴い大きく変化し、A5-18-1, A2-18-1においても撓動中にすべり係数は少なからず変化した。そこで、観察された繰り返し撓動時のすべり係数の変化の特徴を、初撓動開始から第1サイクル終了までの範囲と初撓動から実験終了まで範囲に分けて報告する。

3.2 第1サイクルにおけるすべり係数の変化

図6に初撓動開始から第1サイクル終了までに観測されたすべり係数の絶対値と累積変位の関係を示す。ここで、累積変位は加振開始から計測時点までに試験体が経験した変位の絶対値の総和として表している。また、図中の○印は初撓動点を示している。

図6に示すように、全試験体において、○印で示す初撓動後に撓動に伴いすべり係数が急増し、A5, A2グループでは図中の△印で最大すべり係数を記録した後にすべり係数は撓動に伴い減少した。表2に各グループの初撓動すべり係数の母数の推定値を示す。

表2 初撓動すべり係数の推定値

撓動材	引張強さ (MPa)	ボルト張力	標本平均	標本標準偏差	平均値の95%信頼区間	
A1	136	180kN	0.404	0.021	0.455	0.352
		120kN	0.407	0.016	0.446	0.367
A5	245	180kN	0.320	0.024	0.379	0.261
		120kN	0.301	0.022	0.355	0.246
A2	421	180kN	0.323	0.025	0.386	0.260
		120kN	0.286	0.029	0.359	0.213

表2に示されるように、A1グループの初撓動すべり係数はA5, A2グループのそれに比較し大きい、A5グループとA2グループの初撓動すべり係数は概ね同程度であり、必ずしも初撓動すべり係数と撓動材の引張強さとの相関は観られなかった。

3.3 繰り返し撓動中のすべり係数の変化

初撓動開始から実験終了までの1サイクル毎の平均すべり係数と累積変位の関係を次頁の図7に示す。図7に示した曲線は1サイクル毎の平均すべり係数を該当サイクル終了時の累積変位との関係でプロットして連結したものである。また、1サイクル毎の平均すべり係数とは、1サイクル毎のすべり係数と変位の曲線が囲む面積を当該サイクルの振幅を2倍した値で除したものである。

図7に観られるように、A1グループでは撓動途中にすべり係数が減少した。これは、撓動材が母材に溶融固着し、締め付け用ボルトが撓動材の孔縁と接触したため撓動材が破断しその一部が抜け出してボルト張力が低下したためである。

一方、A5グループでは、図中に△印で示した最大すべり係数に達

図7 1 サイクル毎の平均すべり係数と累積変位の関係

した後は摺動に伴いすべり係数が減少したが、その後は比較的安定し0.45前後のすべり係数に漸近した。また、最大すべり係数時累積変位はほぼ一定しておりその値の標本平均と標本標準偏差は、ボルト張力が180kNの場合は7.21mm, 0.472mm, 120kNの場合は8.50mm, 1.19mmであった。

次にA2グループでは、A5グループと同様に△印で示す最大すべり係数に達した後は摺動に伴いすべり係数は一旦低下したが、その度合はA5グループより小さく、その後もすべり係数はかなり安定し0.40～0.42前後に漸近した。なお、最大すべり係数時累積変位は概ね一定でありその標本平均と標本標準偏差は、ボルト張力が180kNの場合は4.80mm, 2.71mm, 120kNの場合は7.05mm, 0.192mmであった。

以上の結果から、3種類のアルミニウム合金摺動材では、A2 (A1-Cu系高強度アルミニウム合金) グループが繰り返し摺動に伴うすべり係数の変化が最も小さく、同一ボルト張力下での摺動時すべり係数のばらつきも少なく安定した結果を示した。また、目視により観察した摺動材摩擦面の損傷はA1, A5, A2の順で小さく、摩擦面の損傷が小さいほど摩擦すべり挙動が安定する傾向が見られた。

次に、繰り返し摺動時に観測された最大すべり係数と摺動材強度との相関の有無を検討する。表3に最大すべり係数の母数の推定値を、図8に最大すべり係数と摺動材引張強さとの関係を示す。

表3及び図8より、最大すべり係数は摺動材引張強さとの間に負の相関が観られ、その相関係数は初期ボルト張力が180kNの場合が-0.92, 120kNの場合が-0.90であった。

4. 繰り返し摺動時すべり係数の評価法

A1-Cu系高強度アルミニウム合金板 (A2017P) を挿入したA2グループの試験体では、繰り返し摺動に伴いすべり係数は変化するが、その変化は比較的小さく、初期導入ボルト張力が同じ試験体では概ね同様のすべり係数の変化挙動を示し、それを定量的に予想出来る可能性が示された。そこで本節では、A2グループの繰り返し摺動時すべり係数を非線形回帰モデルを適用して予想可能であるか否かを確認する。なお、その検討の前に、初期導入ボルト張力の差異

表3 最大すべり係数の推定値

摺動材	引張強さ (MPa)	ボルト張力	標本平均	標本標準偏差	平均値の95%信頼区間	
A1	136	180kN	1.064	0.073	1.246	0.883
		120kN	1.198	0.068	1.366	1.030
A5	245	180kN	0.668	0.024	0.726	0.609
		120kN	0.654	0.045	0.765	0.542
A2	421	180kN	0.495	0.024	0.555	0.435
		120kN	0.493	0.011	0.520	0.466

図8 最大すべり係数と摺動材の引張強さとの関係

が繰り返し摺動時すべり係数に与える影響並びにボルト締付長さが繰り返し摺動時すべり係数に与える影響について検討する。

4.1 初期導入ボルト張力の影響

表4にA2グループの平均すべり係数の母数の推定値を、表5に同グループの初期ボルト張力が180kNの場合と120kNの場合の初摺動すべり係数、最大すべり係数及び平均すべり係数の母平均の差の検定結果を示す。ここで、表中に用いた平均すべり係数とは、初摺動から実験終了までのすべり係数と変位の曲線が囲む面積の総和を実験終了時の累積変位で除した値を表しており、摺動材が加振中に吸収したエネルギーの多寡を間接的に表す指標であり、前述した1サイクル毎の平均すべり係数とは異なる。表5に示した検定には、有意水準を5%とするWelchの方法による片側t検定を利用した。

表5に示すように、初摺動、最大、平均すべり係数のいずれについても、実験結果からは、初期ボルト張力の違いに關し有意差は認められなかった。但し、初摺動すべり係数については他の二つのす

べり係数に比べて初期ボルト張力180kNの場合が120kNの場合に比較して大きくなる傾向が顕著に観られた。

以上より、初摺動すべり係数に差が見られるが、本実験の範囲では、すべり係数への初期ボルト張力の影響は確認できなかった。

4.2 ボルト締付長さの影響

図9にボルト締付長さ97mmのA2-18-97グループ及びボルト締付長さ113mmのA2-18グループのすべり係数の絶対値と累積変位の関係並びにボルト張力保持率と累積変位の関係をそれぞれ示す。ここで、ボルト張力保持率は摺動時ボルト張力の初期導入ボルト張力に対する百分率を示している。

図9(1)に示されるように、両グループではボルト締付長さの違いに係わらず摺動時すべり係数の変化は同様の挙動を示した。但し、最大すべり係数以降のすべり係数はA2-18-97シリーズの方がA2-18シリーズに比較してやや小さいすべり係数に漸近した。一方、図9(2)に観られるように摺動時ボルト張力は両シリーズとも概ね初期導入ボルト張力を保持している。

次に、表6にA2-18-97グループの初摺動すべり係数、最大すべり係数及び平均すべり係数の母数の推定値を、表7にA2-18グループとA2-18-97グループの初摺動すべり係数、最大すべり係数及び平均すべり係数の母平均の差についての有意水準を5%とするWelchの方法による片側t検定の結果を示す。

表7に示すように、初摺動、最大及び平均すべり係数はいずれも、本実験結果においては、ボルト締付長さの違いによる有意差は認められなかった。但し、平均すべり係数は他二つのすべり係数に比べて、ボルト締付長さ113mmの場合が97mmの場合に比較して大きくなる傾向が顕著に観られている。しかし、その差は大きい場合でも0.070とA2-18-97グループの平均すべり係数の標本平均0.392の約18%程度と小さいものであった。なお、この差には、座金厚さの違いに伴う摩擦面接触圧の差異による影響も考えられる。

以上の検討結果から、本実験の範囲では、すべり係数に対するボルト締付長さの影響は少ないと考えることができる。但し、本接合部が、実験結果と同様の摩擦すべり挙動を発揮するには、座金(厚さ22mm～30mm)の付加は必要であると考えられる。

4.3 繰返し摺動時すべり係数の評価式

以上の実験結果に基づき、A2グループの繰返し摺動時すべり係数の評価式として、摺動時すべり係数 y と累積変位 x の関係を予想する回帰式を(1)式に示す。

$$y = y_0 + (y_{\max} - y_0) \frac{AX - (2B - C + 1)X^2 + BX^3}{1 + (A - B - 2)X + CX^2} \quad (1)$$

$$X = x / x_{\max}$$

ここで、

y : すべり係数, x : 累積変位(mm)

y_0 : 初摺動すべり係数(0.309)

$y_{\max}$: 最大すべり係数(0.487)

$x_{\max}$: 最大すべり係数時累積変位(6.81mm)

回帰係数(A, B, C) = (1.70, -8.32×10^{-4} , 2.45)

(1)式に利用した初摺動すべり係数、最大すべり係数及び最大すべり係数時累積変位は、A2-18, A2-12, A2-18-97の3グループ計

表4 平均すべり係数の推定値

挿入板	引張強さ(MPa)	ボルト張力	標本平均	標本標準偏差	平均値の95%信頼区間	
A2	421	180kN	0.422	0.023	0.480	0.365
		120kN	0.406	0.015	0.444	0.368

表5 初期ボルト張力が異なる場合の各すべり係数の比較

比較条件(初期ボルト張力)	自由度	t値	p値	平均値の差の95%信頼区間	
初摺動	3.92	1.66	0.087	0.100	-0.026
最大	2.77	0.13	0.453	0.053	-0.049
平均	3.45	1.00	0.191	0.063	-0.031

図9 摺動時すべり係数とボルト張力保持率の比較

表6 A2-18-97グループの各すべり係数の推定値

試験シリーズ	すべり係数	標本平均	標本標準偏差	平均値の95%信頼区間	
A2-18-97	初摺動	0.317	0.008	0.338	0.297
	最大	0.474	0.019	0.521	0.427
	平均	0.392	0.009	0.414	0.370

表7 ボルト締付長さが異なる場合の各すべり係数の比較

比較条件(ボルト締付長さ)	自由度	t値	p値	平均値の差の95%信頼区間	
初摺動	2.42	0.359	0.374	0.049	-0.037
最大	3.77	1.17	0.155	0.070	-0.028
平均	2.59	2.10	0.070	0.070	-0.010

9体のサンプルから得られた標本平均を利用した。また、(1)式の回帰係数は、上記の3グループ9体より得られた次頁の図10に示す摺動時すべり係数と累積変位の関係にLevenberg-Marquardt法による最小二乗法を適用して算定した。

図10はすべり係数と累積変位の関係を示しているが、上段の図では初摺動開始から累積変位100mmまでの加振初期の挙動を示し、

図10 繰り返し撓動時のすべり係数の絶対値と累積変位の関係

下段の図では実験終了までの全挙動を示している。図10に示すように、(1)式により算定した繰り返し撓動時すべり係数と累積変位の関係は、A2-18、A2-12、A2-18-97グループ全てに対して実験結果と良好に対応出来ていることが分かる。

(1)式の妥当性を確認するため、1サイクル毎の平均すべり係数の実験値と(1)式による計算値の比較を行い図11に示す。なお、1サイクル毎の平均すべり係数の計算値は、すべり係数と変位の関係を剛塑性型ループと仮定し、(1)式により各サイクルのループ曲線を確定した上で、3.3節と同様にループ面積を当該ループの振幅を2倍した値で除して求めた。図11より、A2グループの繰り返し撓動時すべり係数は(1)式により概ね評価可能であり、非線形回帰モデルの妥当性が確認出来た。

図11 1サイクル毎の平均すべり係数の比較

5. まとめ

強度の異なる3種類のアルミニウム合金板を撓動材として挿入した高力ボルト摩擦すべり接合要素の動的載荷実験を行い、以下の知見が得られた。

- 1) 最大すべり係数は挿入したアルミニウム合金板の引張強さと負の相関を示した。
- 2) 3種類のアルミニウム合金板の中では、Al-Cu系高強度アルミニウム合金板(A2017P)を用いた接合要素において、繰り返し撓動中に摩擦力の変化が最も少ない安定した挙動を示した。
- 3) Al-Cu系高強度アルミニウム合金板を用いた接合要素の繰り返し撓動時すべり係数に対する初期導入ボルト張力及びボルト締付長さの影響は比較的少なかった。
- 4) Al-Cu系高強度アルミニウム合金板を用いた接合要素の撓動時すべり係数は(1)式に示した非線形回帰モデルを用いて概ね評価可能であった。

謝辞

本研究は科学研究費補助金・奨励研究(A)(課題番号:12750516)の助成を受け実施致しました。本研究に対して九州大学大久保全陸教授より多くのご教示を頂きました。謹んで謝意を表します。

参考文献

- 1) 例えば、関嘉男, 他4名: ノースリッジ地震による4階鉄骨構造建築物の被害調査と検討(その1)建物被害の概要と調査, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp. 835, 836, 1996. 9
- 2) 例えば、寺岡勝, 他4名: 1995年兵庫県南部地震による9階鉄骨構造建築物の被害調査と検討(その1)建物の被害調査と補修, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp. 839, 840, 1996. 9
- 3) Chen, S. J., Yen, C. H. and Chu, J. M.: Ductile Steel Beam-To-Column Connections For Seismic Resistance, Journal of Structural Engineering, pp. 1292-1299, 1996. 6
- 4) 吉岡智和, 大久保全陸, 他1名: 梁下端フランジに高力ボルト摩擦すべり接合を適用した鋼構造耐震フレームに関する研究(その1), (その2), 日本建築学会研究報告九州支部, 第40号・1, pp. 421~428, 2001. 3
- 5) 中平和人, 井上一郎, 他4名: F10TM20・M24HTBを用いたアルミ溶射摩擦ダンパーの静的繰り返し載荷実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp. 877, 878, 1998. 9
- 6) Grigorian, C. E. and Popov, E. P.: Energy Dissipation With Slotted Bolted Connections, UCB/EERC-94/02, 1994. 2
- 7) 吉岡智和: 非鉄金属板を撓動材に利用した高力ボルト摩擦すべり接合の摩擦すべり性状, 日本建築学会研究報告九州支部, 第41号・1, pp. 385~388, 2002. 3

(2003年5月9日原稿受理, 2003年8月29日採用決定)