

支承部における摩擦特性のモデル化と その評価式に関する検討

姫野岳彦¹・運上茂樹²

¹独立行政法人土木研究所 耐震研究グループ 耐震チーム 交流研究員
(〒305-8516 茨城県つくば市南原1番地6)

E-mail:himeno44@pwri.go.jp

²独立行政法人土木研究所 耐震研究グループ 耐震チーム 上席研究員
(〒305-8516 茨城県つくば市南原1番地6)

E-mail:unjoh@pwri.go.jp

PTFEをすべり材としたときの摩擦特性は载荷条件による依存性を示すことが知られているが、従来、行われてきた実験的研究では個々の試験結果を用いた実験回帰により評価しているものがほとんどであり、その特性に関する力学的な考察が行われた例は少ない。そこで本文では、摩擦現象を表現するトライボロジー理論を用いることにより、その表面の微小な接触状態をモデル化して、摩擦特性評価式の誘導を行った。また、既往の実験データを集計して評価式の検証を行った結果、良好な一致を示していることが確認でき、さらに、摩擦特性自体のばらつきとしては95%信頼区間を考えれば、評価式に対して±30%の範囲に分布していることが分かった。

Key Words : *Sliding bearing, Frictional Characteristics, Tribology, PTFE*

1. はじめに

機能分離型支承¹⁾やオールフリー構造²⁾などにみられるように、従来、可動支承として用いられてきたすべり系支承を大規模地震時においても積極的に活用し、その摩擦減衰性能や地震力遮断などの効果を期待した設計法が検討されつつある。このような目的ですべり系支承の採用を考えた場合、その摩擦特性の把握が重要な課題となり、特に動摩擦特性に関する詳細な検討が必要不可欠となる。支承部におけるすべり材料として用いられることが多い PTFE (Polytetrafluoroethylene) の特性を考えると、その摩擦係数はクーロンの摩擦法則により示されるような材料固有の値とはならず、载荷条件に依存した特性を有することがすでに報告されている^{3)~5)}。しかしながら、これらの実験的研究などでは、それぞれ個々の試験結果を用いて実験回帰により、その依存性を評価しているものが多く、摩擦特性自体に関する力学的な考察およびモデル化を行っている研究例は少ないのが現状である⁶⁾。

そこで本文では、摩擦現象を評価する手法として用いられるトライボロジー理論などを活用することにより、摩擦発生機構を力学的に整理し、支承部の摩擦特性に関する評価式の誘導を行った。また、す

べり系支承に対する既往の実験データを集計して評価式の検証とその摩擦特性自体のばらつきに関する考察を行った。

2. 摩擦特性のモデル化と評価式の誘導

(1) クーロンの摩擦法則

摩擦に関する問題を考えた場合、その評価法を提唱したものとしてクーロンの摩擦法則が第一にあげられる。それによると、1) 摩擦力はすべり面の見かけの面積に無関係である、2) 摩擦力は荷重に比例して増加する、3) 動摩擦は静摩擦よりも小さく、かつ、すべり速度にほぼ無関係で一定であるとし、これらのことから、摩擦係数 μ の概念を導入して摩擦力を $F = \mu W$ と表し、 μ はすべり材の面積および载荷条件等に依存しない材料固有の定数をとるものとされている⁷⁾。しかしながら、PTFEにおける摩擦係数は载荷条件に依存した特性を有することが報告されているため、すべり系支承の摩擦特性を考える場合には、クーロンの摩擦法則のように単純化された評価法ではなく、支承部の特性に則したモデル化を行って、力学的な考察を与えることが必要となる。

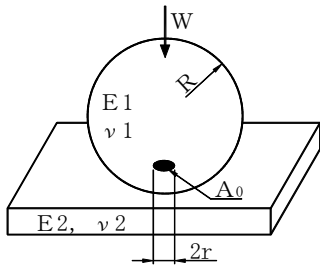


図-1 ヘルツの接触（球面と平面）

(2) 摩擦力の発生機構

トライボロジー理論によると、摩擦力の発生機構としては、1)凝着力(\$F_a\$): 材料の接触面において生じる凝着部をせん断するために必要な力、2)掘り起こし力(\$F_p\$): 表面の粗さや異物の介在などにより移動方向前面にある物体を押し退けるために必要な力、3)弾性ヒステリシス損失力(\$F_h\$): 弾性的な材料が変形する際に生じるエネルギー的な損失に起因する力、の3つの要因が考えられる⁸⁾。ここで、すべり系支承における摩擦面は一定の規格値以上に表面仕上げられ、表面粗さが小さなステンレス板をすべりの相手材としている⁹⁾こと、また、PTFE ではゴム体などと比べると弾性ヒステリシス損失はほとんど生じないことから、\$F_p\$、\$F_h\$ による要因は相対的に小さく無視することができると考えられる。よって、摩擦力 \$F\$ は下式により表現することができる。

$$F = F_a + F_p + F_h \cong F_a \quad (1)$$

(3) ヘルツの接触理論による摩擦力算出式

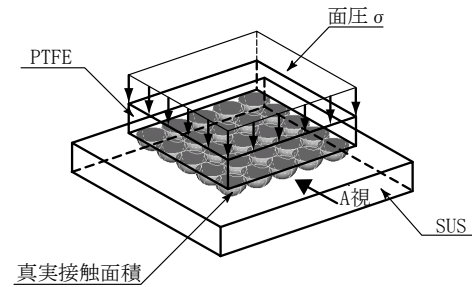
摩擦力として凝着力 \$F_a\$ を考えると、実際に凝着が生じている接触面積を求める必要があるが、2つの材料が平面接触している場合、その表面性状の影響などによって見かけ上の接触面積（すべり材の面積）と実際に接触が生じている面積（真実接触面積）とでは全く異なる値をとることになる。そこで、この接触状態を表現するために、ある曲率半径 \$R\$ をもった微小な球面が十分に平滑と見なせる平面に接触する状態（図-1）を想定すると、ヘルツの弾性接触理論により、微小接触面積 \$A_0\$ は、

$$A_0 = \pi r^2 = \pi \left\{ \frac{3}{4} RW \left(\frac{1-\nu_1^2}{E_1} + \frac{1-\nu_2^2}{E_2} \right) \right\}^{\frac{2}{3}} \quad (2)$$

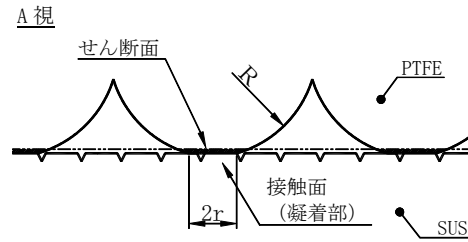
$$= \pi (KRW)^{\frac{2}{3}} \propto W^n$$

と表すことができる。ここで、\$R\$: 接触する球面の曲率半径、\$W\$: 球面が受ける鉛直荷重、\$\nu_i, E_i\$: 材料のポアソン比および縦弾性係数、\$K\$: すべり材の材質によって求まる定数である。この微小面積をもとに、実際には図-2(a)のような連続した突起の真実接触面積の総和として凝着面積を考える。

摩擦力はこの凝着部をせん断する力（図-2(b)）ととらえることができるため、接触面積 \$A_0\$ に対する摩擦力 \$F_0\$ は2つの材料のうち軟らかい方のせん断強度を \$S\$ とすれば、以下により与えられる。



(a) 接触モデル



(b) 凝着モデル

図-2 PTFE とステンレス(SUS)のモデル

$$F_0 = S \times A_0 = \left[S \times \pi (KR)^{\frac{2}{3}} \times W^{-\frac{1}{3}} \right] \times W = \mu W \quad (3)$$

これらのことから、式(2)において接触面積 \$A_0\$ が鉛直荷重 \$W\$ の \$n\$ 乗（ここでは \$2/3\$ 乗）に比例するため、式(3)において摩擦係数 \$\mu\$ に相当する項が \$W\$ の \$n-1\$ 乗（ここでは \$-1/3\$ 乗）に比例することになる。よって、\$n=1\$ ではない場合には、クーロンの摩擦法則により材料固有の値として考えられていた摩擦係数は鉛直荷重による依存性を示すことが分かる。この関係式における指数 \$n\$ は材料の接触状態および摩擦特性を特徴づける重要なパラメーターとなるが、この数値は、金属材料の場合にみられる塑性接触状態から軟らかい材料の場合における弾性接触状態の間で変化し、\$1 \sim 2/3\$ の値をとる。つまり、厳密な意味でクーロンの摩擦法則が成立するのは \$n=1\$ となる完全塑性接触状態に限られる。なお、PTFE とステンレスの接触状態において完全弾性接触状態を表す \$n=2/3\$ が成立するかは、後述する実験結果との比較により検証するため、ここでは、これが成立するものと仮定して議論を進める。また、式(3)には PTFE 表面の微小突起 \$R\$ の項が含まれるため、摩擦特性は見かけの接触面積にも依存することになる。

(4) PTFE における摩擦特性評価式の誘導

支承部の摩擦特性評価式を誘導するために接触モデルとして、図-2 のように、すべり材の表面にその製造過程における PTFE 粉の粒径 \$R\$ が一様に分布している状態を考える。ここで、1辺の長さが \$L\$ となる微小面積 \$A_L\$ を想定すると、この区間に含まれる球面突起の個数は \$N=L^2/R^2\$ となり、また、PTFE の見かけの面積 \$A\$ から求まる面圧を \$\sigma\$ とすれば、一つの粒子が負担する鉛直荷重は \$W = \sigma L^2/N\$ となる。

表-1 すべり材料の特性値

材料	仕様	弾性係数 E_i (MPa)	ポアソン 比 ν_i	せん断強度			充填材体積比 V_f (%)	速度依存性 係数 ^{注)}	
				S_p (MPa)	S_f (MPa)	α ^{注)}		a	μ_0
PTFE	純PTFE	420	0.46	6.5	-	0.80	-	1.0	0.04
	GF15%充填	690			41.0		13.2%		0.06
	GF20%充填	760					17.6%		
SUS	No.2B仕上げ以上	2.0×10^5	0.30	-					

注) α , a , μ_0 は後述する実験データの分布から設定した値

よって、これらのことから微小面積 A_L における真実接触面積 A'_L は式(2)から、

$$A'_L = \Sigma A_0 = \pi \left(KR \frac{\sigma L^2}{N} \right)^{\frac{2}{3}} \times N = \pi (K \sigma)^{\frac{2}{3}} \times L^2 \quad (4)$$

により求めることができる。従って、PTFE 表面に球面突起 R のような分布が期待できる場合には、見かけ上の面圧 σ を用いることにより真実接触面積は R に依存しなくなる。

次に、支承部に用いる PTFE には高荷重下での使用に耐えうるように、その耐摩耗性を向上させるため無機系の材料を充填させている⁹⁾ことから、この影響を考慮する。充填材はすべり材料の厚さ方向に均等に分布しており、PTFE との体積比と同じ割合で摩擦表面にも存在しているものと考え、充填材体積比を V_f と与えれば、PTFE および充填材のそれぞれの真実接触面積 A'_p , A'_f は、単位面積あたりの真実接触面積を A' とすると、

$$A'_p = (1 - V_f) A' \quad , \quad A'_f = V_f A' \quad (5)$$

となる。ここで、PTFE、充填材のせん断強度をそれぞれ S_p , S_f とおき、また、凝着部の清浄さ・強さを表す係数を α ($0 < \alpha < 1$) とすると、支承部の摩擦特性は以下の式により表すことができる。

$$F = \alpha S \times \Sigma A'$$

$$= \alpha \{ S_p (1 - V_f) + S_f V_f \} \times \pi (K \sigma)^{\frac{2}{3}} \times A \propto \sigma^{\frac{2}{3}} \quad (6)$$

$$\mu = \alpha \{ S_p (1 - V_f) + S_f V_f \} \times \pi K^{\frac{2}{3}} \sigma^{-\frac{1}{3}} \propto \sigma^{-\frac{1}{3}}$$

(5) 速度依存性の評価

トライボロジー理論、ヘルツの接触理論などを参考とし、また、充填材の影響にも着目して、支承部の摩擦特性を算出するための評価式を面圧 σ の関数として式(6)に誘導したが、ここにはすべり速度による影響が考慮されていない。PTFE のすべり速度特性に関する問題については機械軸受の分野で古くから検討されており、载荷速度が増加していくと、その摩擦係数は指数関数的に増加することが報告されている¹⁰⁾。また、橋梁用支承を対象とした実験結果においても速度依存性による傾向が確認されている³⁾ため、この影響を評価式にも考慮する必要がある。ここで、この速度依存性に関するモデル化は岡本らの研究¹¹⁾により検討されているため、これを参考と

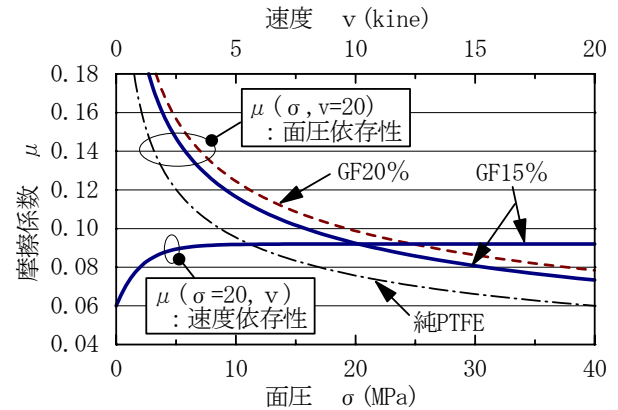


図-3 評価式による PTFE-SUS の摩擦特性

して式(6)を基準とすると、摩擦係数 μ は下式のように面圧 σ ・速度 v の関数として表現することができる。

$$\mu(\sigma, v) = \mu(\sigma) (1 - e^{-av}) + \mu_0 e^{-av} \quad (7)$$

ここで、 $\mu(\sigma)$: 式(6)により求めた面圧による関数、 a : 速度依存性を決める係数、 μ_0 : 速度 0kine における静摩擦係数である。

(6) 評価式による摩擦特性

ここで、最終的に求めた摩擦特性評価式(式(7))について、実際に計算を行う際に必要となる各パラメーターを材料の公称値¹²⁾などを参考として表-1のように設定し、試算を行った。なお、このとき、 α , a , μ_0 の各数値に関しては後述する実験データの分布から設定した値である。また、PTFE の材料特性としては、充填材を含まない純 PTFE によるケースと充填材として一般的に用いられているグラスファイバー(GF)を PTFE との重量比で 15%あるいは 20%充填したケースの合計 3 つを対象とした。図-3 にこの計算結果を示す。この図から、すべり速度を一定とすると面圧依存性により指数関数的に摩擦係数は減少し、一方、速度依存性としては、低速度領域では指数関数的に摩擦係数が増加していくものの、約 5kine 以降ではほぼ一定値に収束していく傾向を表現していることが分かる。また、設定した材料特性による違いを求めると、充填材の配合比の差が摩擦係数に与える影響としては約 7%程度であったが、純 PTFE と GF15%のケースを比較すると、約 20%の差が生じていた。従って、PTFE における摩擦特性については、充填材の有無による影響を考慮することが必要であると判断できる。

表-2 充填材入り PTFE と SUS における実験データを集計した範囲

供試体タイプ	SUSの仕上げ程度	供試体形状(mm)	面圧(MPa)	速度(kine)	データ数
要素試験	#400研磨以上	φ 50~300	4.0~60	0.10~47.0	63
BP.B支承	No.2B相当	φ 150~320	3.0~30	0.06~62.8	42
すべりゴム支承	No.2B相当	φ 150~280	3.0~30	0.06~62.8	21
	#400研磨以上	φ 85~440	5.0~40	0.50~62.8	57
集計		φ 50~440	3.0~60	0.06~62.8	合計：183

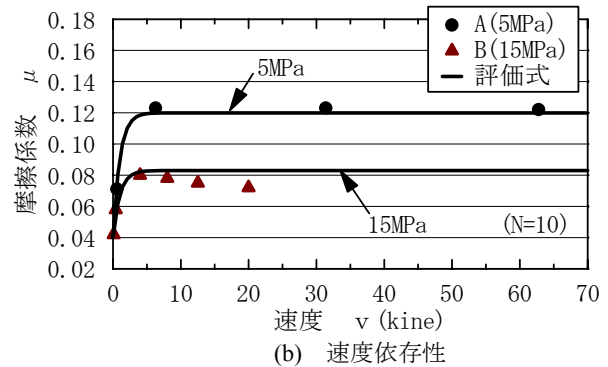
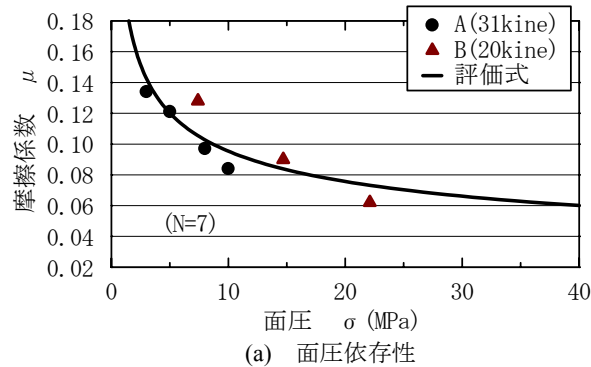


図-4 純 PTFE の実験データと評価式の比較

3. 評価式の検証と摩擦特性のばらつき

(1) 実験データの収集

提案した摩擦特性評価式の検証を行うため、ここでは、実験的研究成果として報告されている橋梁系・建築系の両分野における文献^{3)~5), 13)~19)}から、すべり摩擦係数の実験データを調査し、それらを整理した上で両者の整合性について検討を行った。収集したデータは充填材入り PTFE のものが 183 点、純 PTFE を対象としたデータが 17 点であり、合計 200 点の測定結果を用いた。

今回、調査した充填材入り PTFE に関するデータには表-2 に示したような種々の変動要因が含まれている。まず、「供試体タイプ」としては、1)要素試験：すべり材のみを試験機に直接設置し、支承の製品形状ではない状態での試験結果、2)BP.B 支承：密閉ゴム支承板支承の製品形状での試験結果、3)すべりゴム支承：積層ゴム支承の上面にすべり材を取り付けた製品形状での試験結果、などが含まれている。また、「ステンレス (SUS) の仕上げ程度」としては、JIS G 4305 に規定される表面仕上げ規格のうち No.2 B 相当としたものと、それよりもさらに緻密な表面仕上げとして #400 のバフ研磨仕上げ以上を施したケースが含まれている。この違いは、実構造物における支承として、橋梁系では No.2 B 相当⁹⁾、建築系では #400 研磨相当以上のステンレス板を一般的に採用していることに由来している。

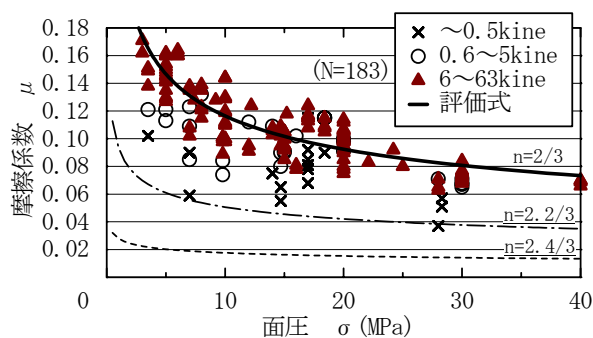
これらの変動要因による影響について、実験データの分布から検討を行ったが、ばらつきによる変動が大きいため、その相関性を確認することはできなかった。このため、ここでは全て包括した形で整理を行うこととした。PTFE の充填材の配合については詳細な仕様の調査ができなかったが、先に示した図-3 における検討結果から充填材配合比の変化による摩擦特性への影響は数%程度と予測され、ばら

つきの範囲に比べるとさほど支配的ではないと考えられる。従って、この要因についても包括して整理を行っている。また、摩擦特性に関する実験結果はその材料特性だけでなく、1 載荷シリーズの履歴データから摩擦係数を抽出する方法の違いなどによっても差が生じることになる。今回集計した実験データにはこれらの影響も含まれているため留意する必要がある。

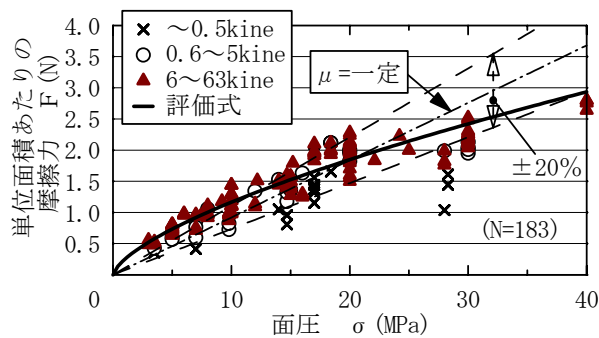
(2) 評価式の検証

純 PTFE における実験データの分布と表-1 のようにパラメーターを設定したときの評価式による計算値との比較を図-4 に示す。図中の A, B の表記は試験機関の違いを示している。このケースにおける実験データは非常に数が少ないが、面圧・速度依存性ともに、評価式と実験値は非常に良い一致を示していることが分かる。

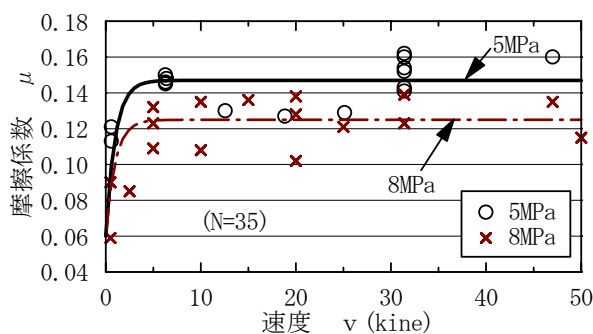
次に、充填材入り PTFE について図-5 に同様な比較結果を示す。図-5(a)は面圧依存性について整理しているが、評価式による速度依存性の傾向はこの図中に表記することができないため、実験データの方を、1)速度依存性の影響が顕著なごく低速な範囲 (～0.5kine) と指数関数的な変動を示す範囲 (0.6～5kine) におけるプロット点と、2)ほぼ一定値に収束する 6kine 以上のプロット点とに分類して示している。この結果、評価式は 6kine 以上のデータと比較すると実験値自体のばらつきが大きいものの、全体の傾向を比較的良く表現していることが分かる。また、図には式(2)における指数 n を 1～2/3 の間で変化させるため、 $n=2.2/3$, $2.4/3$ などのケースも示しているが、実験データとの整合性は $n=2/3$ を用いた方が明らかに良い結果となっている。一方、5kine 以下のデータについては、全体的に低摩擦側に分布しており、同一面圧であっても速度依存性による影響を受けて摩擦係数が低下していることが分かる。図-5(b)には単位面積あたりの摩擦力を示して



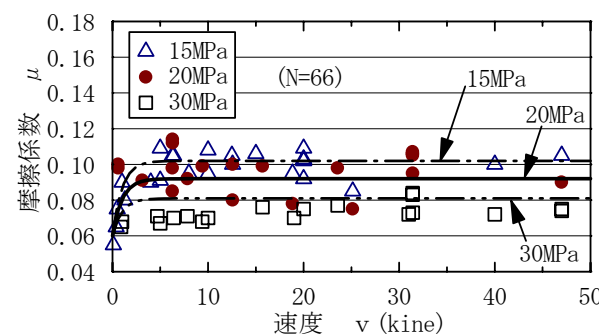
(a) 面圧依存性 (摩擦係数)



(b) 面圧依存性 (摩擦力)



(c) 速度依存性 (すべりゴム支承)



(d) 速度依存性 (BP.B 支承)

図-5 充填材入り PTFE の実験データと評価式の比較

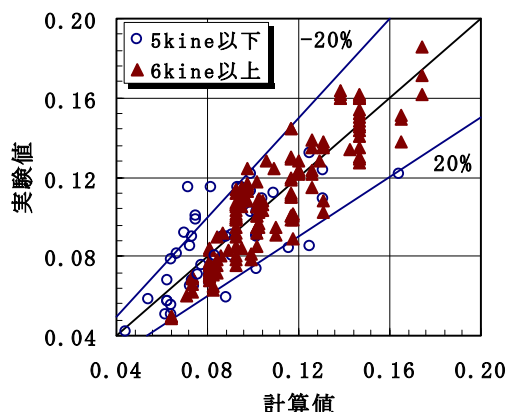


図-6 摩擦係数の推定精度

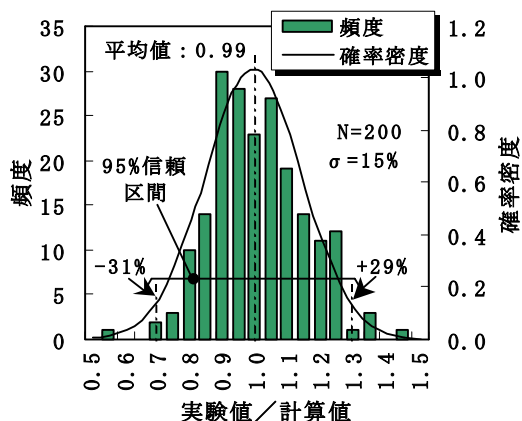


図-7 ヒストグラム

いるが、この図から摩擦力は面圧の変化に伴って指数関数的に変化し、面圧依存性を考慮せずに摩擦係数を一定値と仮定した場合と比較すると約±20%程度の差が生じることが分かる。

図-5(c), (d)には速度依存性のうち、すべりゴム支承の場合の面圧範囲（許容面圧 8MPa）と BP.B 支承の場合の面圧範囲（許容面圧 30MPa）とに分けてその特性を示している。なお、ここでは評価式により求めた面圧と同一条件となるデータを比較対象としたため、図中のプロット数は若干少なくなっている。この結果からも、実験値にはばらつきが大きいものの、各面圧ケースとも評価式は実験値の傾向と比較的良好な一致を示していることが分かる。

以上のことから、式(7)により提案した評価式は支承部の摩擦特性を表現することが可能であると考えられ、また、このことは同時に、先にすべり材の接触機構を完全弾性接触状態として、 $n=2/3$ とした仮定は PTFE を用いたすべり系支承における摩擦特性

の評価法としては適当であると判断できる。

(3) 評価式による推定精度と摩擦特性のばらつき

図-6 に全 200 データに対する評価式の推定精度を示す。この図から、6kine 以上のデータでは±20%の範囲にそのほとんどのデータが収まっているのに対し、5kine 以下のデータの場合、比較的大きなばらつきを示していることが確認できる。また、図-7 には実験値と評価式による計算値との比をヒストグラムとしてまとめたものを示す。その結果、摩擦特性のデータ分布は正規分布に近い形状を示しており、その平均値はきわめて 1 に近く、0.99 となった。また、本検討でのデータ範囲における摩擦特性のばらつきに関して、その評価指標のひとつとして、例えば 95%信頼区間を求めると、摩擦係数の実験値は評価式に対して約±30%の範囲に分布していることが分かった。

4. おわりに

本研究では、トライボロジー理論を用いて、すべり系支承の摩擦特性に関する評価式を提案し、その推定精度の検証および特性値自体のばらつきについて考察を行った。その結果、得られた知見をまとめると、以下の通りである。

- 1) 本研究により提案した摩擦特性評価式を用いることにより、PTFE の面圧および速度依存性を表現することが可能である。
- 2) PTFE の摩擦特性が面圧による依存性を示す要因としては、その表面の接触機構が弾性接触状態にあることによるものと考えられる。
- 3) PTFE の摩擦特性に関する実験値のばらつきは、95%信頼区間を考えると評価式に対して、約±30%の範囲に分布している。

なお、今後は支承部の摩擦特性をより詳細に把握するため、実構造物においては経年的な影響によりPTFE の材料特性が変化する可能性があることなどに着目して、ここで構築したモデルの適用性を含め、評価・検証を行う予定である。

謝辞：本研究では、文献 3)～5)、13)～19)の貴重なデータを使わせていただいた。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1)伊津野和行，袴田文雄，中村一平：機能分離型支承装置の動特性と設計手法に関する研究，土木学会論文集，No.654/I-52，pp.233-244，2000.7
- 2)友澤武昭，星谷勝，矢部正明：オールフリー支持形式の多径間連続高架橋への実用化に関する基礎的な検討，構造工学論文集，Vol.46A，pp.985-996，2000.3
- 3)玉木利裕，小川一志，河東鎬，鶴野禎史，比志島康久：摩擦減衰型免震装置の摩擦特性に関する実験的検討，鋼構造年次論文報告集，第7巻，pp.89-94，1999.11
- 4)林章二，北村佳久，猿田正明：積層ゴムとすべり支承による複合免震システムに関する研究，第10回日本地震工学シンポジウム，pp.2807-2812，1998.
- 5)大橋智樹，富島誠司，西山正三，澤田毅，松本史郎：複合支承方式による免震構造の設計法開発（その3．実験データによる摩擦係数の依存性検証），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.583-584，1995.8
- 6)高橋良和：滑り型免震支承の荷重・速度依存性数値モデルに関する検討，コンクリート構造物の応答制御技術研究委員会報告書・論文集，pp.23-28，2002.6
- 7)松原清：トライボロジ，産業図書，1981.
- 8)田中久一郎：摩擦のおはなし，日本規格協会，2002.
- 9)日本道路協会：道路橋支承便覧，丸善，1991.7
- 10)松原清：プラスチックの軸受材料，日本機械学会誌，Vol.60，No.458，pp.309-315，1957.3
- 11)岡本晋，深沢泰晴，藤井俊二，尾崎大輔：すべり方式免震システムを有する橋梁の地震時挙動特性，土木学会論文集，No.513/I-31，pp.191-200，1995.4
- 12)例えば，テフロン実用ハンドブック，三井・デュポンフロロケミカル株式会社，2001.
- 13)尾崎大輔，塚本敦之，松本史郎：免震橋用の摩擦型すべり支承の開発，第21回地震工学研究発表会講演論文集，pp.533-536，1991.7
- 14)加藤直樹，高澤恒男，岡本守，佐々木裕幸，福田滋夫，山内茂一，林昌利，直原克己：弾性すべり支承の開発（その2：単体試験体の実験結果），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.731-732，2000.9
- 15)市村敦史，加藤直樹，松本喜代隆，谷地敏和夫，高澤恒男，福田滋夫，館野孝信，直原克己：弾性すべり支承の開発（その3：複合試験体の実験結果），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.733-734，2000.9
- 16)小原欣也，小倉一記，杉沢充：滑り支承に関する実験的研究—基本性能試験結果—，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.741-742，2000.9
- 17)遠山幸太郎，浜口弘樹，沖芳郎，東野雅彦，阿部裕：低摩擦特性のすべり支承に関する研究（その1．すべり支承の選定），日本建築学会学術講演梗概集，pp.697-698，1999.9
- 18)鈴木森晶，青木徹彦，森下宣明，前野裕文，鶴野禎史，森重行雄：鋼製支承と高減衰ゴムダンパーによる機能分離型支承の耐震性能実験，第26回地震工学研究発表会講演論文集，pp.1097-1100，2001.8
- 19)炭村透，鶴野禎史，北澤理仁：各種すべり材の摩擦特性に関する基礎的研究，第6回地震時保有耐力法に基づく橋梁等構造の耐震設計に関するシンポジウム講演論文集，pp.397-402，2003.1

(2003.6.30 受付)

CONSIDERATION ON THE MODELING METHOD FOR THE FRICTIONAL CHARACTERISTICS OF THE SLIDING BEARINGS

Takehiko HIMENO, Shigeki UNJOH

Although it is known that the frictional characteristics of PTFE(Polytetrafluoroethylene) as sliding bearings show dependency on the loading stress and the sliding velocity, the characteristics evaluation is currently based on experimental data due to lack of theoretical investigations. In this paper, a equation evaluating the frictional characteristics is derived from the microscopic contact model with tribology theory and verified with 200 data of experimental studies. Furthermore, it is found that 30% range of change in friction coefficient needs to be considered for reliable evaluation of the frictional characteristics.