日本建築学会構造系論文集 第75巻 第648号, 317-325, 2010年2月
J. Struct. Constr. Eng., AIJ, Vol. 75 No. 648, 317-325, Feb., 2010

風外力を受ける超高層免震構造における滑り支承の耐久性に関する研究

DURABILITY OF SLIDING ISOLATION DEVICE EMPLOYED IN SUPER HIGH RISE BUILDINGS SUBJECTED TO WIND EXCITATIONS

東野雅彦*, 大竹和夫**, 濱口弘樹***, 和田　章****
Masahiko HIGASHINO, Kazuo OHTAKE, Hiroki HAMAGUCHI and Akira WADA

The number of seismically isolated buildings has been increasing after Hanshin-Awaji earthquake in Japan. One of the structural designs of recent seismic isolation is specialized by isolation of super high rise buildings. Many of these buildings employ sliding isolation bearings to further elongate its natural period of isolation layer compared to that of superstructure. Seismic isolation enhances the safety of building during earthquake. But the fatigue caused by deformation during strong wind must be checked, since building in Japan suffers from strong typhoons during its lifetime, especially if they are high rise buildings. The authors have conducted fatigue tests of sliding bearings especially for its rubber pad. Also, the authors have evaluated the wind levels and the duration for each wind level which the building experiences during its lifetime. By conducting wind response analyses, considering the fatigue test results and the wind excitations which the building experience during its lifetime, the evaluation method of fatigue is proposed and expected fatigue level using proposed method is presented.

Keywords : *Seismic isolation, Sliding bearing, Super high rise building, Wind response, Fatigue, Life cycle*
免震，滑り支承，超高層建築，風応答，疲労，ライフサイクル

1. 序論

1980年代の研究開発の黎明期に始まり、現在日本には2000棟を超える免震構造建物が建設されている。特に1995年の阪神大震災以来、高い耐震性の追求から免震構造に対する注目が一段と高まった[1]。日本における免震構造建物は多岐に渡るが、その中でも超高層建物の免震構造化は世界的にも特徴的である。超高層建物を免震化するための最も重要な技術の一つが滑り支承の開発であった。この装置は建物の重量を支えつつ水平方向にスムーズに動くことを可能にしかつ水平剛性を殆ど持たないことから、免震構造の長周期化のキーテクノロジーとして現在多用されている。超高層建築では上部構造の比較的長い固有周期よりさらに長い固有周期を滑り支承により確保することにより、超高層建物の免震化が実現された。しかし、日本は地震国であると同時に台風を始め、風外力が大きい国でもある。超高層建築は低層建築に比べ、風外力の影響をより大きく受ける。特に免震構造は水平方向の変形の大部分を免震装置部分で負担するため、風外力に対する免震装置の性能評価が近年クローズアップされてきた。

竹中らは、免震装置の中で最も多用されている鉛入り積層ゴムが長時間に渡る風外力を受けたときの発熱の影響を調査し、免震構造の設計への反映方法を提案している[2]。安井等はこの研究を受けて、クリープ特性を有する免震構造の応答評価法を提案している[3]。その一方で、超高層免震建物に特徴的に利用されている滑り支承に関しては、風外力の影響に関する研究は殆ど示されていない。ビル構造物で用いられる滑り支承は戸建て住宅と異なり、弾性滑り支承が大半を占めている。弾性滑り支承は滑り始めるまでの初期剛性を低くする事を目的として、滑り面と直列に薄いゴム部を有している（図1）。こうする事により、特に超高層免震構造に用いた場合の上部構造における高次モードの励起を緩和している。しかし、この構造では免震層の水平変形に対し、ゴム厚の大きい積層ゴムに比べてすべり支承が滑り出すまでに大きな歪みが発生する（図2）。そのため、建物のライフサイクルに渡り継続的に受ける風外力に対しての疲労が懸念される。更に、レベル2クラスの強風が作用して滑る場合、滑り面の耐久性も検討の必要がある。本論では、建物がライフサイクルに経験する風外力に対して滑り支承が持つ疲労耐久性について検討する。本論におけるライフサイクルは慣例で用いられるRC構造などの法定耐用年数に基づく考え方を踏襲して60年としている。

ゴムの疲労に関する研究は鋼材のそれに比べて歴史は浅く、比較

* ㈱竹中工務店技術研究所　マネージャー・工修　General Manager, Takenaka R&D Institute
** ㈱竹中工務店技術研究所　主任研究員・博士(工学)　Chief Researcher, Takenaka R&D Institute, Dr. Eng.
*** ㈱竹中工務店技術研究所　主任研究員・工修　Chief Researcher, Takenaka R&D Institute
**** 東京工業大学建築物理研究センター　教授・工博　Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

的近年に主に自動車部品の疲労に関して研究成果が集中している。疲労照査を行うに当たり疲労曲線の特定と Miner 則に代表される疲労照査手法の適用性が問題となる。特に、不規則な外力を受ける部品に対する疲労照査では Miner 則の適用性評価は重要な鍵となっている。Harbour、Fatemi、及び Mars 等はタイヤの疲労耐久性評価を目的として素材レベルでの研究を網羅的に行っている [4]。その中で、代表的なゴム材料として天然ゴムとスチレンーブタジエンゴムに関する調査では歪み硬化特性を有する天然ゴムにおいては Miner の線形損傷則（所謂 Miner 則）が良く当てはまるが、歪み硬化が無いスチレンーブタジエンゴムでは Miner 則は疲労損傷評価手法として過大評価の傾向にあることを示している。牛田等は Miner 則のゴム材料への適用の妥当性を示している [5]。

筆者等は滑り面の耐久性に関する検討を行っている [6]。現在実用化されている滑り支承は滑り材としてはPTFEを用いたものが殆どであるが、すべり面を形成する相手材はステンレス板、或いはステンレス板にある種のコーティングを施したものが使われている。滑り面の耐久性はコーティングの種類などで異なる。

建物が受ける風外力の評価は構造設計における最大耐力や最大変形の評価を目的とした最大荷重評価がこれまで主流であった。その中で、近年鋼材の履歴特性を用いた制振構造の普及から制振ダンパーの疲労損傷評価が求められるようになってきた。これまでの研究では建物が受ける各風外力レベルの作用時間を Gumbel 分布や Weibull 分布などの確率分布で与える手法などが用いられている [7),8)]。その中で、Triggvason 等、及び Georgion 等はモンテカルロシミュレーションを用いてハリケーンの影響と立地等を考慮に入れた風外力レベルと継続時間の評価手法を提案した [9),10)]。藤井等はこの方法を発展させ日本における台風の発生を考慮した台風シミュレーション手法を提案し、建物がその立地においてライフサイクルに渡って受ける各風速の継続時間を評価している [11)]。本論では気象観測データと台風シミュレーション結果を併せて、建物の立地における各風速の継続時間を評価し、風洞実験により求めた風外力の時刻歴波形を用いた応答解析結果と併せ、建物のライフサイクルに渡る風応答を評価する。

本論では以下の流れにより超高層建物に適用された滑り支承が建物のライフサイクルに渡り経験する損傷度の評価を行う。

1）滑り支承のゴム部のくり返し加力に基づく疲労曲線の評価
2）滑り材のくり返し摺動に対する耐久性の評価（文献 6）
3）台風シミュレーションに基づく各風速の継続時間の評価
4）風洞実験による風外力時刻歴を用いた風応答解析の実施
5）滑り支承のライフサイクルに渡る損傷度の評価

筆者等は文献 12）において基礎レベルでの同様の検討を行ったが、本研究はその内容を更に深めて詳細に研究した物である。

2．弾性滑り支承におけるゴム部材の疲労特性

2.1 既往の研究と本研究の位置づけ

滑り面の耐久性に関する実験的検討は文献 6）で行った。本論ではゴム部材の疲労状態を検討する。疲労を評価する上で考慮しなければならない点は大きく分けて以下がある。

1）疲労の評価指標
2）２方向載荷における疲労の評価方法
3）Miner 則の適用性
4）静的荷重（ドリフト成分）の影響評価
5）荷重間のインターバルの影響

疲労の評価指標は鋼材においては多くの場合応力を指標としている。しかし、ゴム材料は鋼材に比べて歪みが大きく応力を直接測定することは困難である。更に、鋼材においては主として引っ張りが卓越する方向が問題となるが、ゴム材料は線材より平面的や立体的に形成される部品が多いために載荷方向は複数軸に渡り、疲労破壊が始まり、進展する方向も複雑である。そこで、疲労の評価指標には歪みの他、主歪み、歪みエネルギー密度、破壊エネルギー密度等、いくつかの評価指標が提案されているが、何れも基本となる実験は１軸の実験結果を用いた方法を提示している [13),14)]。しかし、これらの研究は自動車に代表される工業製品が対象であることから、複雑な形状を扱いながらも荷重の方向は予測がつき、主歪みやエネルギー密度を求めるべき方向も明確である。一方、本論では免震装置としての滑り支承の疲労を扱うために、水平２軸の荷重を受け更にその方向はランダムに変化するため、既往の研究成果をそのまま適用することはできない。更に、風荷重は建物のライフサイクルに渡る長い期間を対象とし実建物における観測記録も乏しい中、現時点で結論めいた評価指標を議論するのは時期尚早である。そこで、本論では風方向、風直交方向、及びゴム上下面の距離などに関する歪みを取り上げ、それぞれについて疲労を評価し検討を行うこととした。

疲労照査の手法として、Miner 則の適用性は序論に述べた通り近年の研究によりその適用性が徐々に確認されつつある。その一方で、鋼材での評価結果ではばらつきが 0.3～3 と 10 倍ほどに及ぶ場合があることも報告されている [15)]。この場合特に問題となるのが疲労限界であり、疲労限界を考慮しない修正 Miner 則がより良いとする研究もある [15)]。ランダムな外力を受ける部材の疲労の評価方法として Miner 則以外に有効な手法はあまり提案されていない現状から、本論では修正 Miner 則により疲労照査を行い、その結果については考察として検討する。

本論では風外力を扱うために風方向の静的荷重、及び風の強い時期と風の吹かない時期などによる荷重と荷重の間のインターバルの考え方を整理する必要がある。静的荷重の影響は Harbour 等による検討例がある [16)]。この中で、低サイクル疲労が問題となるような大きな歪みにおいては静的歪みが疲労寿命に大きな影響があることが示されているが、文献 4）では歪みレベルの低い領域を扱い、その中では静的歪みの影響は無視している。本論では応答解析結果を考察しその取り扱いを議論する。Harbour 等は荷重のインターバルについてもその影響について指摘しているが [17)]、本論ではこの問題を議論するに十分なデータがないため、問題点の指摘にとどめる。

これらの研究成果を受け、本章では天然ゴムで造られている滑り支承のゴム部に関して繰り返し加力により疲労曲線を求める。

2.2 実験結果

本論で検討する弾性滑り支承の構成を図１に示す。この滑り支承はゴム部分が単層であることが特徴であるが、基本的構成は市場にある他の滑り支承と同じ構成をしている。風外力を受けた超高層建物における免震層の変形の模式図を図２に示す。図２に示すように、滑り支承のゴム部分は積層ゴムに比べて大きな歪みを受ける。この

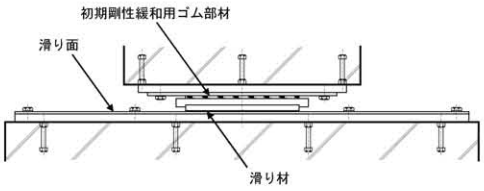


図１ 滑り支承の構成

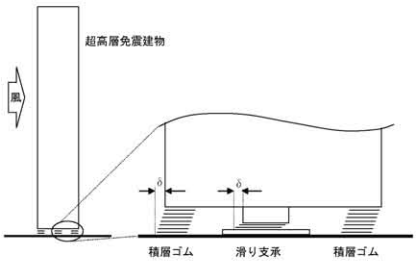


図２ 強風時の免震層の変形の概念

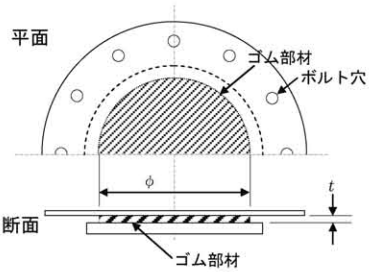


図３ 疲労試験体概要

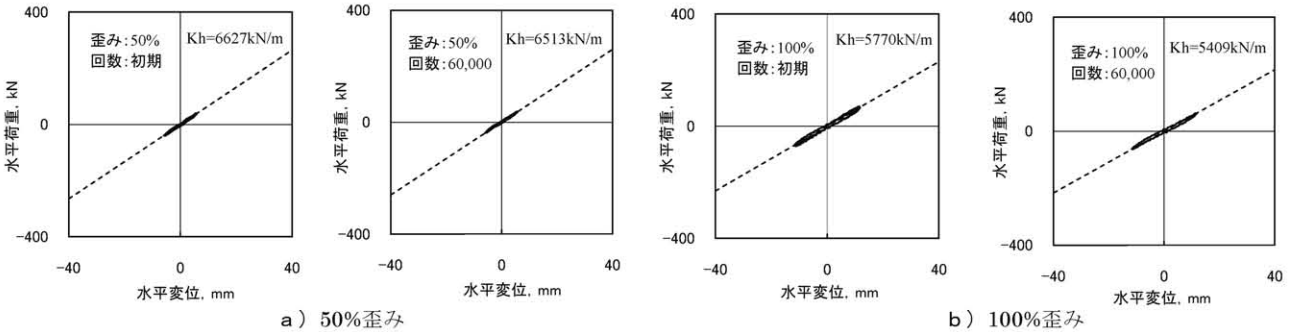
表１ 試験体リスト

ゴム外径 ϕ(m)	ゴム厚 t (m)	促進劣化
0.4	0.011	新品
0.4	0.011	60年相当劣化
0.8	0.020	60年相当劣化

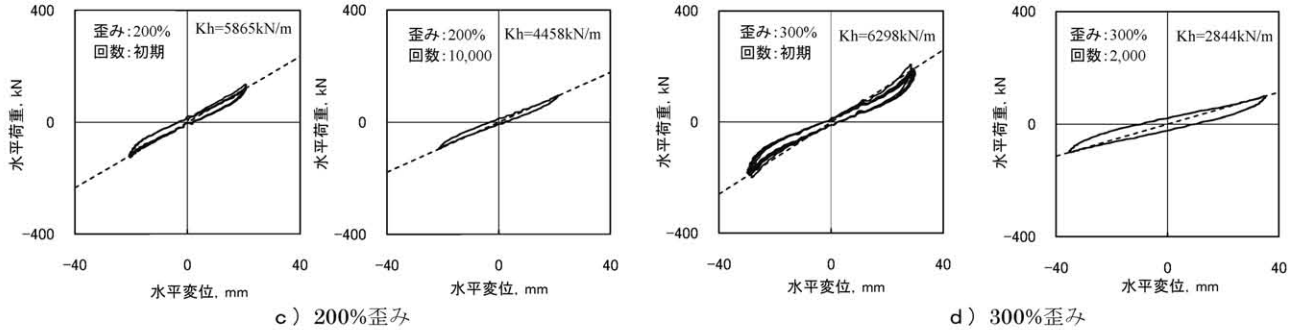
ゴム材料：天然ゴム
フランジ：SS400
ゴム-フランジの接着：加硫接着

表２ 加力条件

ゴム外径 ϕ(m)	促進劣化	面圧	歪みレベル(%)	加振振動数	加振回数
0.4		15MPa	50	1Hz	60000
			100		60000
			200		10000
			300		2000
	○		100		10000
	○		200		10000
0.8	○	15MPa	100	0.5Hz	5000
	○		150	0.4Hz	1500
	○		200	0.3Hz	1000



a） 50%歪み　　b） 100%歪み



c） 200%歪み　　d） 300%歪み

図４ 疲労試験における履歴ループ（ϕ0.4m）

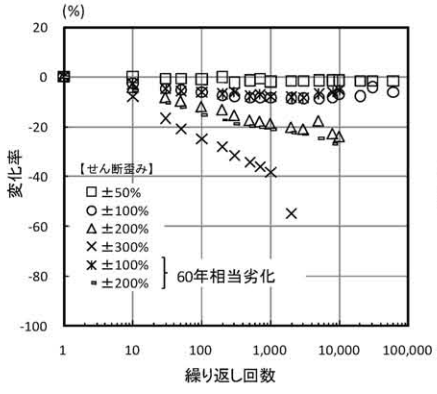


図５ 水平剛性の変化（ϕ0.4m）

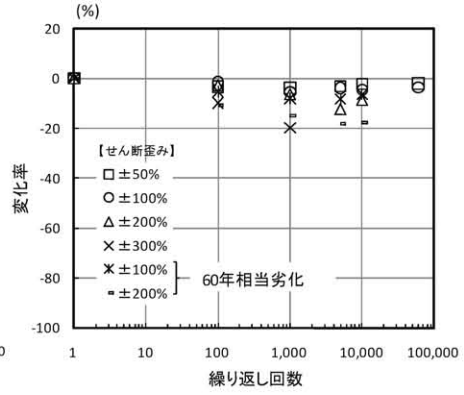


図６ 鉛直剛性の変化（ϕ0.4m）

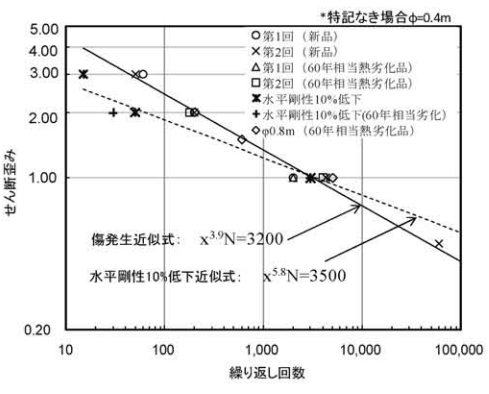


図７ 傷の入り始め（ϕ0.4m、及び0.8m）

影響を調べるためにゴム部分の水平方向のせん断変形に対する疲労特性を実験により評価する。実験に用いた試験体の形状を図３に示す。試験体寸法は表１に示す２種類とした。ゴム材料は天然ゴムで上下フランジはSS400の鋼材である。フランジとゴムは成型時に加硫接着されている。ここで、60年相当促進劣化とは、試験体を加硫成型後雰囲気温度100℃の環境に19日間保存したものをいう。この温度と期間はアレニウス式に基づいて決定した。実験は試験体の上下フランジを加力装置に固定し上下面を平行に保ったまま鉛直荷重をかけ、水平１軸載荷を行った。載荷パターンは正弦波とした。各試験項目とくり返し回数を表２に示す。鉛直荷重はこの製品の標準面圧（15MPa）となるよう設定した。歪みレベルは摩擦係数0.03から0.1までの実用範囲を考えた時に、この摩擦係数に対応する歪みレベル（56%～190%）における特性が評価できるよう、この歪みレベルを包含するやや広い範囲で実験を行った。加振振動数は、φ0.4mの試験体では歪みレベルの小さな試験まで行う（加振回数が10000回を超える）必用から、時間的制約を考慮し出来るだけ実際に設計される構造物の固有振動数に近い振動数でかつ実施可能な1Hzを加振振動数に選んだ。φ0.8mの試験体は比較的大きい歪みレベル（加振回数が少ない）を対象とし、より実際に近い振動数を選んだ。

本検討では実験は正負両振りで行い、片側振幅の絶対値の最大値（以下、最大値）により加振レベルを評価している。応答の平均成分を考慮した片振りは、全振幅レベルが半分になり両振りの最大値による評価の方が損傷度が大きく安全側の評価になる[14]。また、平均成分の効果は履歴の影響も考えられるが、本検討で対象とする歪みレベルでは履歴は殆ど見られず（図４）、最大値の評価のみで良いと判断した。更に、実際の応答は平面的で片振りと両振りが入り交じり平均成分もあるため、これらの分離が困難なために安全側の評価として両振りを評価基準に用いる事とした。

図４にφ0.4m試験体の実験で得られた代表的な履歴を示す。各実験で、ゴムの表面に亀裂（接着部の剥離）が観測された加振回数は、この試験体ではせん断歪み50%:60,000回傷なし、100%:4,300回、200%:200回、300%:50回である。50%歪みでは60,000回の加振で履歴ループの変化は殆ど見られず、100%加振でも表面に亀裂の発生が認められた60,000回加振時点でも履歴ループ上での変化は見られない。200%加振でも同様に既に亀裂のある10,000回時点で初期剛性の変化はあるものの履歴形状に大きな変化は見られない。一方、300%加振では2,000回加振でループの膨らみと剛性の変化が見られる。

図５にφ0.4m試験体を用いた各実験における水平剛性の変化、図６に鉛直剛性の変化を示す。100%以下の加振では60,000回の加振でも水平、鉛直ともに剛性の変化は10%未満に収まっている。200%加振でも10,000回までに20%程度の水平、鉛直剛性の低下であった。300%歪みの加力では初回加振では歪み硬化がみられ（図４）、それを連続的に加振した事によりゴム内部にミクロクラックが発生しゴムの組織切断が少しずつ累積され、2000回目の加振では剛性が低下が顕著に現れたと考えられる。本検討で用いている標準面圧15MPaの場合、摩擦係数0.03では56%、摩擦係数0.1では190%のせん断歪みで滑り出し、それ以上の歪みは生じない。従って、200%までの歪みが実際の滑り支承で発生する歪みの上限と考えられ、300%歪みはゴムの疲労特性を把握するために幅を広げた実験と位置づけている。

図７に全ての試験体での亀裂の入り始め、φ0.4m試験体による水平剛性10%低下を基準にした実験結果のプロットとそれぞれを回帰した疲労曲線を示す。ゴムの経年劣化（促進劣化）が疲労特性にあたえる影響は小さい事が判る。また、φ0.8mとφ0.4mによる亀裂の入り始めの差は殆ど見られない。この時、実験における加振振動数が異なったが、その影響も殆ど見られない。そこで経年劣化と加振振動数の影響は基本的に無視できるとし、実験結果が十分実大の特性を表していると考えると、各疲労曲線は以下の式で与えられる。

傷の入り始め：$x^{39}N = 3200$ (1)

10%剛性低下：$x^{58}N = 3500$ (2)

ここで、x：歪みの片振幅（最大値）、N：加振回数。

10%剛性低下の評価は100%歪み以上の実験結果しかないため、それより低い歪みレベルに対しては修正Miner則の適用を前提として外挿した。(1)、(2)式を実験結果と併せて図７に示す。以上の回帰式を用いて、5章では風応答解析結果を用いたゴムの疲労照査を行う。

３．建物のライフサイクルに渡る風外力の評価

建築物に作用する風外力のモデルはこれまでに幾つか提案されている。本研究で対象としている建物は基本的に日本に建設される事を前提としている。日本に建設される建築物が経験する強風の大部分は台風によるものであり、その影響を考慮する必要がある。建築物が経験する強風を予測する手法として、気象庁による観測結果を用いる方法がある。これは実測データに基づくもので予測精度が高い一方で、日本における気象観測の歴史は高々100年程度であり、且つ風向風速計等観測記録が存在するのはここ数十年のものであり、年に数回程度しか経験されない台風の影響を考慮するには不十分である。そこで、気象観測データに基づく強風予測に併せて台風シミュレーションにより長期間に及ぶ台風の影響を予測する。

本研究では藤井等の提案に基づき台風シミュレーションを行う。詳細は文献11）を参照されたい。シミュレーションの概要を以下に示す。即ち、気圧場モデルを表す変数として、上陸時の中心気圧p_c、中心気圧低下量Δp_0、最大旋衡風速半径r_m、移動に関する変数として移動早さC、移動方向γ、発生及び位置に関する変数として年発生数mをとり、年発生数はポアソン分布で与え、それ以外は対数正規分布として与える。これは、藤井等の研究に基づき、日本における観測結果を比較的良く模擬できるモデルとして採用した。各分布形状を決める定数を表３に示す。台風の上陸位置は図８に示す各海岸線（Area A～Area C）で一様とした。これらの確率分布に従い10,000年間×５回の乱数を発生させ台風を日本上空で通過させる。発生した台風の気圧場はSchloemer等の研究に基づき、その等圧線がほぼ同心円状になり、中心からの距離rの関数$p(r)$として以下のように与えた。

$$p = p_c + \Delta p\, e^{-r_m/r} \quad (3)$$

上陸後のΔpは以下により減衰させる。

$$\Delta p = \Delta p_0 e^{-at} \quad (4)$$

台風風速場のモデルは地表摩擦を考えない風として傾度風速V_{gr}を

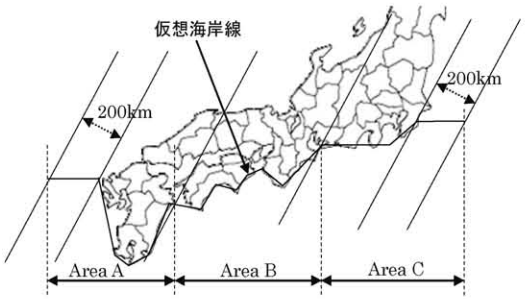


図８　台風上陸位置の分割

表３　台風シミュレーションにおける定数

		m−σ	m	m+σ
Δp_0 (hPa)	Area A	26	39	57
	Area B	25	38	58
	Area C	24	33	44
r_m (km)	Δp<30	74	100	136
	30<Δp<45	45	81	146
	45<Δp	46	71	107
C(km/h)	Area A	19	30	46
	Area B	31	47	70
	Area C	31	46	69
γ(deg)	Area A	42	67	105
	Area B	52	72	100
	Area C	47	60	76

	a	Land fall/yea
Area A	0.042	1.04
Area B	0.084	0.5
Area C	0.167	0.67

m:平均
σ:標準偏差

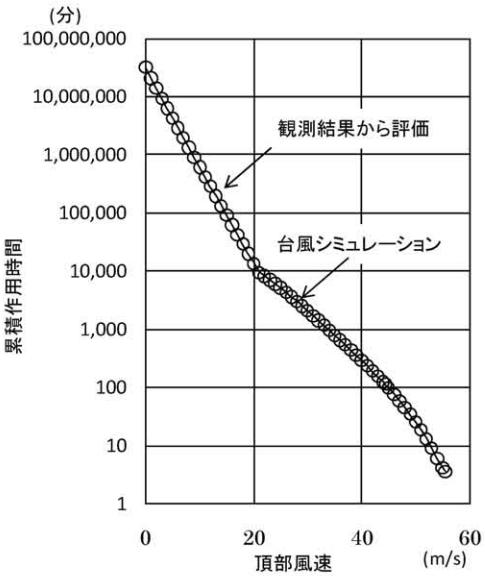


図９　60 年間の強風の累積作用時間
（福岡、V_0=34m/s、粗度区分 III、h=120m）

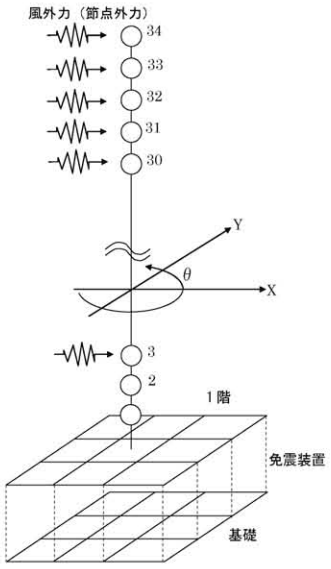


図１０　解析モデルの概要

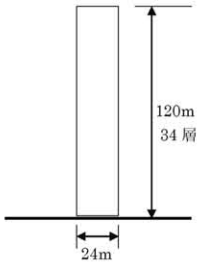


図１１　解析対象建物の立面

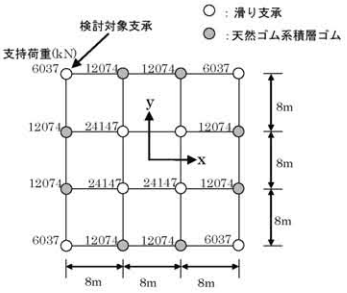


図１２　免震装置の配置と支持荷重

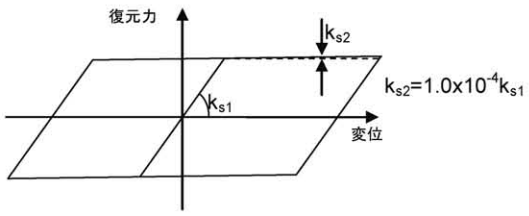


図１３　滑り支承の履歴モデル

表４　応答解析における各定数

摩擦係数		0.03		0.1	
支持荷重	(kN)	6,037	12,074	6,037	12,074
降伏耐力	(kN)	181	724	604	2,415
初期剛性	(KN/m)	14,920	59,680	14,920	59,680

表５　固有周期（秒）

	1階固定	免震層初期剛性	0.25m 変形	0.50m 変形
1次	2.7	3.07	5.77	6.43
2次	1.03	1.18	1.48	1.5
3次	0.63	0.71	0.79	0.79

次の Balton の公式を用いた。

$$V_{gr}^2/r_t + fV_{gr} = 1/\rho \, \partial p/\partial r \qquad (5)$$

ここに、ρは空気密度、fはコリオリのパラメータ、r_tは空気塊の流跡線の曲率半径である。(3)、(4)、及び(5)式に基づき、発生した台風に対して建物位置上空の傾度風の風速とその継続時間を評価する。更に次の経験式に基づき、上空風速 V_{gr}を地上風速 V_sに換算し建物位置の風速とする。

$$V_s/V_{gr}(r) = 2/3 + 0.533(2r)^{k-1}e^{[(1-1/k)\{1-(2r)^k\}]} \qquad (6)$$

ここで k=2.5 とする。以上の台風シミュレーション結果を再現期間 10 年以上の強風の評価に用い、それ以下は気象台の観測結果を用い次式により強風の累積作用時間を評価した。

$$T(>V) = T_1(>V) \times r_u \qquad (7)$$

ここに、

$T(>V)$：風速 V を超える累積作用時間

$T_1(>V)$：1 年当たりの風速 V を超える累積作用時間

r_u：供用期間（年）

想定建物の建設地を福岡とし、供用期間 60 年の強風の累積作用時間を評価する。(7)式に示す強風の累積作用時間を図 9 に示す。これらを基に、地表面粗度区分 III、高さ 10m での風速を頂部風速に

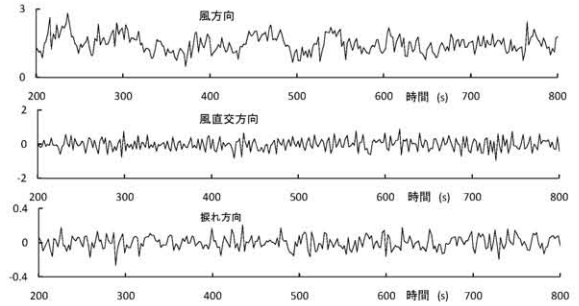


図１４　頂部入力風力係数時刻歴例

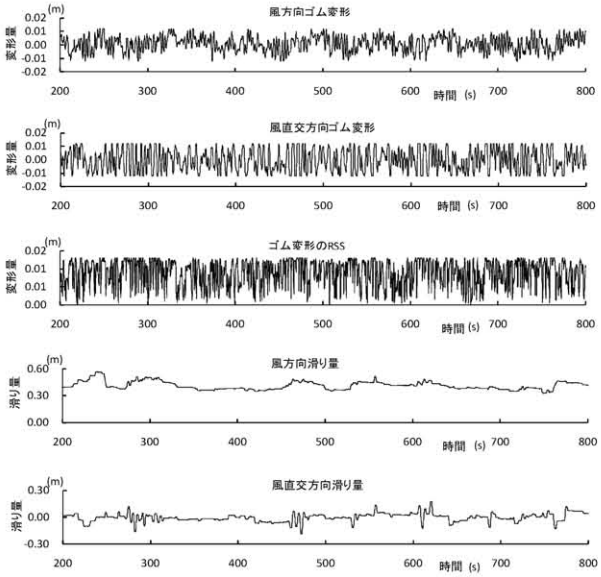
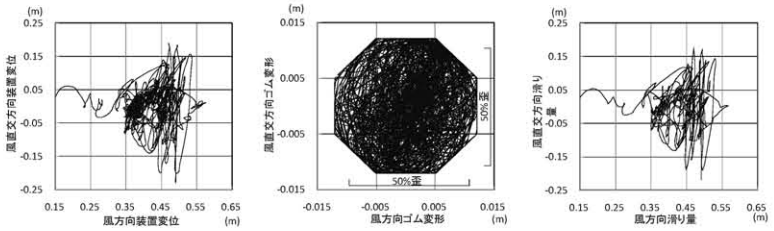
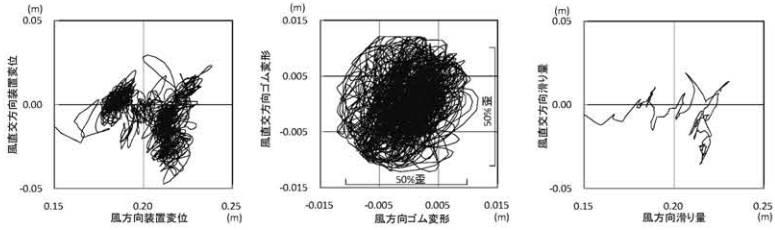


図１５　V_{Top}=55m/s における応答波



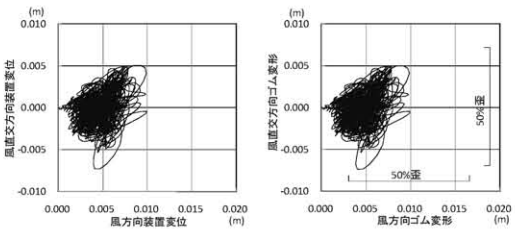
a) 滑り支承の変位　b) ゴム部の変形量　c) 滑り量

（１）V_{Top}=55m/s



a) 滑り支承の変位　b) ゴム部の変形量　c) 滑り量

（２）V_{Top}=40m/s



a) 滑り支承の変位　b) ゴム部の変形量

（３）V_{Top}=25m/s

図１６　滑り支承のオービット

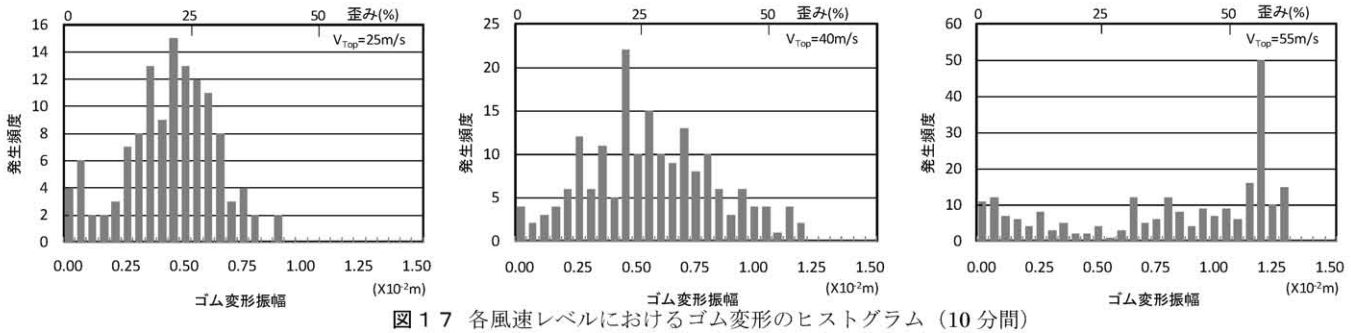


図１７　各風速レベルにおけるゴム変形のヒストグラム（10 分間）

表６　60 年供用期間における耐久性評価（μ=0.03、福岡、粗度区分 III）

各風速を超える時間		風速レベル	ゴムの傷の入り始め						ゴムの10%水平剛性低下						累積摺動距離	
頂部	供用期間	作用時間	風方向、直交方向独立評価			RSS評価			風方向、直交方向独立評価			RSS評価			10分間	距離
風速	60年間	合計	10分間損傷度		損傷度	10分間	損傷度		10分間損傷度		損傷度	10分間	損傷度		距離	合計
(m/s)	(分)	(分)	風方向	風直交方向	合計	損傷度	合計		風方向	風直交方向	合計	損傷度	合計		(m)	(m)
Vi	T(>Vi)	T(Vi)	$D^{c}_{X10}(V_i)$	$D^{c}_{Y10}(V_i)$	$D^{c}_{X+Y}(V_i)$	$D^{c}_{RSS10}(V_i)$	$D^{c}_{RSS}(V_i)$		$D^{-10}_{X10}(V_i)$	$D^{-10}_{Y10}(V_i)$	$D^{-10}_{X+Y}(V_i)$	$D^{-10}_{RSS10}(V_i)$	$D^{-10}_{RSS}(V_i)$		$S_{10}(V_i)$	$S(V_i)$
0	31,536,000	-	-	-	-	-	-		-	-	-	-	-		-	-
5	4,231,664	27,304,336	1.01E-11	1.97E-11	0.000	1.07E-09	0.003		1.04E-16	1.38E-15	0.000	2.25E-13	0.000		0.00	0.00
10	611,692	3,619,972	2.74E-10	2.39E-09	0.001	1.63E-07	0.059		2.02E-11	3.99E-11	0.000	6.94E-10	0.000		0.00	0.00
15	90,852	520,840	5.72E-08	1.37E-07	0.010	2.72E-06	0.141		1.13E-10	6.56E-10	0.000	4.25E-08	0.002		0.00	0.00
20	13,731	77,121	6.83E-07	1.51E-06	0.017	2.11E-05	0.163		6.93E-09	2.85E-08	0.000	1.06E-06	0.008		0.00	0.00
25	5,155	8,576	4.07E-06	1.31E-05	0.015	1.03E-04	0.088		9.69E-08	6.02E-07	0.001	1.08E-05	0.009		0.00	0.00
30	2,082	3,073	1.61E-05	5.23E-05	0.021	1.76E-04	0.054		7.44E-07	4.67E-06	0.002	2.27E-05	0.007		0.02	6.15
35	794	1,288	7.36E-05	3.54E-04	0.055	2.65E-04	0.034		7.15E-06	6.02E-05	0.009	4.33E-05	0.006		0.25	32.21
40	293	501	2.71E-04	7.32E-04	0.050	4.33E-04	0.022		3.95E-05	1.49E-04	0.009	8.40E-05	0.004		0.56	28.06
45	98	195	5.16E-04	1.20E-03	0.033	9.72E-04	0.019		9.20E-05	2.82E-04	0.007	2.41E-04	0.005		1.58	30.81
50	26	72	6.43E-04	1.68E-03	0.017	1.37E-03	0.010		1.23E-04	4.36E-04	0.004	3.68E-04	0.003		4.16	29.95
55	4	22	9.34E-04	2.17E-03	0.007	2.11E-03	0.005		1.99E-04	5.96E-04	0.002	6.25E-04	0.001		8.96	19.35
55.5	4	4	9.59E-04	2.23E-03	0.001	2.28E-03	0.001		2.08E-04	6.14E-04	0.000	6.80E-04	0.000		9.47	3.98
各評価方法60年間合計					$\Sigma D^{c}_{X+Y}(V_i)$=	0.227	$\Sigma D^{c}_{RSS}(V_i)$=	0.599			$\Sigma D^{-10}_{X+Y}(V_i)$=	0.034	$\Sigma D^{-10}_{RSS}(V_i)$=	0.046	$\Sigma S(V_i)$=	150.50

表７　耐久性の摩擦係数による比較

摩擦係数	傷の入り始め X Y 独立評価の和	傷の入り始め RSS評価	10%剛性低下 X Y 独立評価の和	10%剛性低下 RSS評価	累積摺動距離（m）
0.03	0.227	0.599	0.034	0.046	150.5
0.1	0.744	1.378	0.588	0.748	2.84

換算し、強風の累積作用時間を算定した結果を表６に示す。表６の左から２列目は各風速を超える累積作用時間で、3 列目は各風速毎の作用時間を示す。但し、表の最下段の最高風速についてはその風速を超える累積作用時間を示している。

４．風応答評価

滑り支承を用いた超高層免震建物の応答解析を行う。建物立面は図１１に示すような塔状比５で、24m 角の正方形平面を有し、高さ 120m の建物を対象に例題解析を行う。全体解析モデルを図１０に示す。各階の質量は 633,600kg とし、剛性は最上階が 470,000kN/m、最下階が 2,350,000kN/m の台形分布で与えた。構造減衰は 2%の剛性比例型とした。免震装置の配置と各免震装置にかかる長期の鉛直力を図１２に示す。免震装置は天然ゴム系積層ゴムと弾性滑り支承で構成されている。隅角部への滑り支承の配置は地震時の引き抜きへの配慮から一般的ではないが、風応答において捩れを考慮した場合最も変形が大きくなる箇所として本検討では隅角部にも滑り支承を配置した。滑り支承の力学特性の概念図を図１３に示す。滑り支承は完全弾塑性のバイリニアー特性とし、静摩擦はないものとした。天然ゴム系積層ゴムは完全弾性体とし、剛性を 2,160kN/m とした。滑り支承の摩擦係数は２章で検討した滑り支承の特性に準じて 0.03 を主とし、比較対象として 0.1 の場合も検討する。解析に用いた各定数を表４に示す。応答解析は風外力で想定される水平 2 軸、及び捩れの 3 自由度同時解析を行うため、免震装置は 0、45、90、及び 135 度方向に要素を配置したマルチスプリングモデルとした。建物の固有周期を表５に示す。

本論で検討対象としている滑り支承は、捩れの影響を最も大きく受ける部分として外側コーナー部分に配置している。しかし、実際の設計でこの様な配置がされる事は現状はあまりない。それは、滑り支承の浮き上がりが懸念されるのと、浮き上がらないまでも上部構造の転倒による面圧変動が大きいためである。建物外周部に滑りを配置すると、滑り支承は滑り材と相手材が分離されているためゴム部分に引っ張りが作用する事はないが、浮き上がりが発生し着地時の衝撃などが支承の性能に与える影響が懸念される。当然疲労損傷にも影響があると推察されるが、この様な状態に関する研究は筆者等も含めて実施されておらず、現段階で設計に織り込む事は困難と考えられる。以上の理由により、本論の検討は浮き上がりが生じない部分への適用を前提としている。

風外力方向は平面形に対して 360 度各方向が考えられるが、最も影響を受ける側面に対して垂直に風を受ける方向を選び、X：風方向、Y：風直交方向、θ：捩れ方向の３入力としている。塔状比 5、縮尺 1/400 の剛体模型を用いた風洞実験結果から得られる風力係数の時刻歴波形 $C_F(t)$、$C_M(t)$は高さ方向に 9 レベルで、これを各層高さに応じて解析モデルの各節点に分配し、節点外力として与えた。また、風荷重も頂部風速に応じて以下とした。

X，Y 方向：$F(t)=C_F(t)\times q_{top}\times D\times \Delta h$ (8)

ねじれ方向：$M(t)=C_M(t)\times q_{top}\times D^2\times \Delta h$ (9)

ここに、

q_{top}：設計速度圧（$0.61\times V_{top}^2$）

D：24m（模型上 60mm，縮尺 1/400）

Δh：3.5m（分担高さ＝階高）

最上層に対する風力係数の波形例を図１４に示す。解析は 800 秒行い後ろの 600 秒を解析結果として採用している。600 秒は通常風応答評価で用いる 10 分間評価の考えを踏襲している。始まり部分の外力レベルは 0 から徐々に増加させ、100 秒程度でフルレンジになるようにしている。これは風応答は定常応答解を求める必要から突然始まる入力の過渡応答の影響を最小限に抑えるためである。初めのテーパー部分を含む 200 秒間を切り捨てて終わりの 600 秒を応答値として採用した。

図１２に示す検討対象とする滑り支承について装置全体の変位、ゴム部の変形（ゴム下面に対する上面の相対変形量）及び滑り量の応答のオービットを頂部風速 25m/s、40m/s、及び 55m/s に対して図１６に示す。また、頂部風速 55m/s に対する応答波形例を図１５に示す。25m/s では応答はゴム部分の変形にとどまっているが、40m/s では滑り部分が徐々に滑り始めている。55m/s では滑り量は大きくなり、ゴム部分は滑り部が滑り出すいっぱいの変形をしている事がオービット図から判る。本検討では 45 度刻みのマルチスプリングとしているために、ゴム変形のオービットは 8 角形に近づいている。また、風方向に見られる平均成分の影響は 25m/s 程の低風速ではゴム部分の変形の偏りとなって現れている。一方、55m/s の高風速では滑り量として現れているものの、ゴム部の変形は風方向、風直交方向ともに大きな偏りは見られない事が判る。

５．弾性滑り支承の耐久性評価

台風シミュレーションに基づき、応答解析を表６に示す 12 水準の風速レベルについて 600 秒間（10 分間）に対して行い、応答解析結果を 60 年間の作用時間との比率で倍率して各風速水準の 60 年間の損傷度と摺動距離としている。具体的には以下の通りである。

$$D^c_{X+Y}(V_i)=T(V_i)\left(D^c_{X10}(V_i)+D^c_{Y10}(V_i)\right)/10 \quad (8)$$

$$D^c_{RSS}(V_i)=T(V_i)D^c_{RSS}(V_i)/10 \quad (9)$$

$$D^{-10}_{X+Y}(V_i)=T(V_i)\left(D^{-10}_{X10}(V_i)+D^{-10}_{Y10}(V_i)\right)/10 \quad (10)$$

$$D^{-10}_{RSS}(V_i)=T(V_i)D^{-10}_{RSS}(V_i)/10 \quad (11)$$

$$S(V_i)=T(V_i)S_{10}(V_i)/10 \quad (12)$$

ここに、

$T(V_i)$：風速が V_{i-1} より大きく V_i 以下の 60 年間累積作用時間（分）但し、最大風速に関してはその風速以上全てを含む

$D^c_{X10}(V_i)$：風速 V_i に対する傷の入り始めの 10 分間 X 方向損傷度

$D^c_{Y10}(V_i)$：風速 V_i に対する傷の入り始めの 10 分間 Y 方向損傷度

$D^c_{X+Y}(V_i)$：風速 V_i に対する傷の入り始めの 60 年間損傷度、XY 独立評価合計

$D^c_{RSS10}(V_i)$：風速 V_i に対する傷の入り始めの 10 分間 RSS 損傷度

$D^c_{RSS}(V_i)$：風速 V_i に対する傷の入り始めの 60 年間 RSS 損傷度

$S_{10}(V_i)$：風速 V_i に対する 10 分間摺動距離

$S(V_i)$：風速 V_i に対する 60 年間累積摺動距離

D の上付文字-*10* は－１０％剛性低下を示し、それ以外の表記に関しては上付文字 c に対する表記と同じ。

更に各風速レベル V_i に対する値を全て合計して 60 年間の総合的な損傷度として評価する。

応答解析結果は水平２軸の平面的な動きとして得られるが、２章で述べた通りこの様な動きの疲労評価方法はこれまでに提案されていないため、本検討では風方向と風直交方向の疲労を独立に評価し

てその結果を単純和する方法と、２方向の２乗和平方根（RSS）によるゴム上面と下面の相対変形量に基づいて求める方法の２種類で疲労損傷度を評価する事とした。風の平均成分による静的変形はRSS評価では変動成分に加算されて評価される。一方、風方向と風直交方向での評価では変動成分のみ評価され、静的変形は無視される。静的成分のみの影響度に関する実験結果がない現状では、両者を併せて検討する事とした。

25m/s、40m/s、55m/sの各風速レベルでの応答解析結果に基づき、ゴム部分のRSS振幅をレインフロー法を用いてヒストグラムにしたものを図１７に示す。この時、評価対象の振幅はゴム底面に対する上面の振幅に基づいている。25m/s、及び40m/sの分布は形状が比較的明瞭で入力も定常ランダム過程と考える事ができる事から狭帯域の確率過程でこの形をRayleigh分布などにおいて評価する事も考えられる。また、塑性化を含む応答に関しても対数分布を用いる方法などが示されている[18),19)]。しかし、55m/sの風速では図１６に示した通りゴムの変形は滑りの影響を強く受ける。ヒストグラムにおいても0.012m（54.5%せん断歪み）での頻度が飛び抜けて多くなっている。ここが滑りはじめの変形量であるが、ヒストグラム上この変形より大きい値に若干量の分布が見られるのはマルチスプリングとしている事によりRSS評価では８角形のオービットのコーナー部分までの変形が評価されているためである。このピークを除いた分布形状もより低い風速における分布とは大きく異なり、特長を見いだす事は困難である。本検討ではこの様な滑りを含む応答量も併せて評価する必要から、分布形状を仮定した評価方法にはよらず、レインフロー法により求めたヒストグラムから直接疲労損傷度を評価する事とする。摺動距離は滑った距離をそのまま累積させている。

表６に各風速レベルの60年間に渡る作用時間、10分間の損傷度、10分間の摺動距離、及び60年間のゴムの疲労損傷度と滑り面の累積摺動距離の評価結果を示す。ゴムの傷の入り始めに関する疲労損傷度では、各風速レベルに対する損傷度の合計欄（$D^{c}_{X+Y}(V_i)$、及び$D^{c}_{RSS}(V_i)$）を見ると風方向、直交方向独立評価では35m/s前後の風速で大きな影響が出ている事が判る。一方、RSS評価ではより低い風速の20m/s前後で影響が大きい。これは風方向の平均成分の影響をRSS評価では損傷度に取り入れて評価しているのに対し、独立評価ではその分が評価に考慮されていないためと考えられる。60年間のRSS値による損傷は約0.6であり、Miner則の信頼性幅を0.3～3.0と考えるとすると、ゴムの表面には傷が入る可能性を示唆している。一方、10%剛性低下の評価を見ると損傷の大きい風速は傷の評価に比べて若干高めのレベルであるが分布の傾向はほぼ同じである。傷の評価に比べて高い風速にシフトしているのは、図７に示す疲労曲線が10%剛性低下ではより大きな歪み領域において影響度が高い事に由来している。しかし、絶対量は非常に小さく、60年では殆ど損傷が見られない。以上を総合的に考えると、摩擦係数0.03の滑り支承を60年間使用した時、ゴム部分は表面に傷の発生が観測される可能性は高いが構造性能としての剛性低下は殆ど無いと推測される。一方、摺動距離は60年間で150m程に及んでいる。ここで検討対象としている滑り支承は180mまでは摩擦係数の変動がなく、それ以上の加振では徐々に摩擦係数が上昇する結果が得られている[6)]。この実験結果は同じ摺動部分を１方向に連続加振して得られている結果であるのに対し、実際の風応答では風速が大きくなるに従い風方向にある程度ドリフトした位置での摺動になっている。従って、文献6）に示す実験結果との比較はやや過大な評価となると考えられるが、60年間使用後の建物においては滑り面の状態確認が必要になる可能性を示唆している。

表７に同様の損傷度調査を摩擦係数のみ0.1にした場合と0.03の場合とで比較して示す。摩擦係数が大きくなった事により摺動距離が非常に小さくなっている一方で、ゴム部分の損傷度が大きくなっている。この場合傷の入り始めと10%剛性低下での損傷度評価の差が小さくなっている。即ち、60年間使用した滑り支承のゴムは表面に傷が観測される可能性があると同時に10%程度の剛性低下が見られる可能性を示している。これは摩擦係数が大きくなった事により、より大きな歪みを受けている事による。この結果は摩擦係数が0.03の場合と対照的な結果となっている。しかし、本検討は静摩擦係数の影響を無視しており、実際の設計では２方向評価の方法に加えて静摩擦の影響も加味して判断する必要がある。

６．結論

以上、滑り支承の耐久性の実験的評価から始まり、風応答に実験結果を反映した耐久性評価を試みた。総合的には本検討のモデルでは60年間風荷重を受けた超高層免震建物で用いられている滑り支承は基本的に耐久範囲内にあると推論される。より詳細な結論を以下にまとめる。

１）水平一方向の連続載荷疲労試験により、滑り支承のゴム部分に関して表面の傷発生と水平剛性の低下について疲労曲線を求めた。その結果、傷の発生は低い歪みの影響を大きく受けるのに対し、剛性低下は大きな歪みの影響を受ける事が確認された。これは傷の発生は表面の局部歪みに起因する一方で、剛性低下はゴム内部の損傷に起因するためと考えられる。また、鉛直剛性は殆ど変動がなく、繰り返し水平載荷された状態でも滑り支承が十分な鉛直荷重支持能力を保持している事が確認された。

２）疲労曲線は水平１軸載荷により求めたが、実際の滑り支承では水平２軸の平面的な動きになる。この様な動きに対する疲労試験は今後の検討課題となった。その中で、水平１軸試験に基づく疲労評価方法として、ゴム上下面の相対変形量の風方向、風直交方向独立評価による単純和とRSS用いて評価する方法を提案した。

３）風応答解析に基づく滑り支承の耐久性評価の結果、摩擦係数0.03においては60年使用状態でゴム部分に傷が入る可能性があるが剛性低下は殆ど見られないと推論された。しかし、累積摺動距離は大きくなる可能性が高い。本検討で対象にした支承では滑り面の耐久範囲内であったが、滑り面の状態確認が必要になる可能性が示唆された。

４）摩擦係数がより大きい場合は滑り面の損傷は少なくなる一方、ゴム部分の損傷が大きくなる。そのとき、摩擦係数が大きくなるに従い、傷の発生のみならず剛性低下の可能性が高まるが、10%程度の低下にとどまると推測される。

本検討は実験室におけるゴム部材の疲労試験、及び滑り面の耐久試験結果を用い、台風シミュレーションに基づき60年後の状態を推論したものであり、ここにおける結果がそのまま60年後の真の状

態を表していると考える事はできない。しかし、滑り支承を建築の免震装置として用いる中で、本検討に示した様な将来の状態を見越した耐久性への配慮は重要と考える。今後、更にこの様な検討を行い建築部材としての滑り支承の利用をより適切なものにしていくべく研究を進める必要があると考える。

謝辞

本研究におけるゴム部材の疲労実験の実施において NTN 精密樹脂の沖芳郎、伊藤紀男、石井卓哉の各位に多大な協力を頂いた事をここに深謝致します。

参考文献

1）Higashino, M., Okamoto, S.: "Response Control and Seismic Isolation of Buildings", Taylor & Francis, 2006

2）竹中康雄、飯塚真巨、鈴木雅靖、吉川和秀、山田和彦：「鉛プラグ型積層ゴムのクリープ性を考慮した高層免震建物の風応答簡易評価法」、日本建築学会構造系論文集、第 561 号、pp.89-94、2002.11

3）安井八紀、大熊武司、丸川比佐夫：「クリープ変形を伴う免震建物の風応答性状に関する研究」、日本建築学会構造系論文集、第 619 号、pp.41-48、2007.9

4）Harbour, R., Fatemi, A., Mars, W., :"Fatigue Life Analysis and Predictions for NR and SBR under Variable Amplitude and Multiaxial Loading Conditions", International Journal of Fatigue, 30, pp. 1231-1247, 2008

5）牛田洋子、杉浦弘：「ゴムの疲労におけるマイナー則の適用検証」、豊田合成技報、Vol. 27, No. 3、pp.15-20、1985

6）Higashino, M., Hamaguchi, H., Minewaki, S., Aizawa, S. :"Basic Characteristics and Durability of Low-Friction Sliding Bearings for Base Isolation", Earthquake Engineerings and Engineering Seismology, Vol. 4, No. 1, pp. 95-105, September 2003

7）早部安弘、中尾文彦、辻田修：「高層建物の塑性かを考慮した風応答による累積疲労損傷度（その 1 解析手法）」、日本建築学会大会学術講演梗概集（東北）B-1 構造 I、pp.155-156、2000.9

8）松井正宏、中込忠男、堀江竜巳：「風応答における構造物の累積疲労損傷の評価手法　－バフェッティング応答について－」、日本建築学会大会学術講演梗概集（東北）B-1 構造 I、pp.159-169、2000.9

9）Triggvason, B. V., Surry, D., and Davenport, A. G. :"Predicting Wind Induced Response in Hurricane Zones", Journ. Of the Structural Div., ASCE, Vol. 102, No. ST12, Proc. Paper 12630, pp. 2333-2350, 1976

10）Gergiou, P. N., Davenport, A. G., and Vickery, B. J. :"Design Wind Speeds in Regions Dominated by Tropical Cyclones", Journ. Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 13, pp. 139-152, 1983

11）藤井健、光田寧：「台風の確率モデルによる強風のシミュレーション」、日本風工学会誌、第 28 号、pp. 1-12、1986.6

12）増田誠、大竹和夫、東野雅彦、濱口弘樹：「高層免震建物の風応答に関する研究」、日本建築学会大会学術講演梗概集（北陸）B-2 構造 II、pp.465-466、2002.8

13）Mars, W. V., and Fatemi, A. "Multiaxial Fatigue of Rubber: Part I: Equivalence Criteria and Theoretical Aspects", Fatigue Fract Engng Mater Strct, Vol. 28, pp. 515-522, 2005

14）Mars, W. V., and Fatemi, A. :"Multiaxial Fatigue of Rubber: Part II: Experimental Observations and Life Predictions", Fatigue Fract Engng Mater Strct, Vol. 28, pp. 523-538, 2005

15）日本材料学会：「疲労設計便覧」、（株）養賢堂

16）Harbour, R., Fatemi, A., Mars, W., :"Fatigue Crack Growth of Filled Rubber under Constant and Variable Amplitude Loading Conditions", Fatigue Fract Engng Mater Strct, Vol. 30, pp. 640-652, 2007

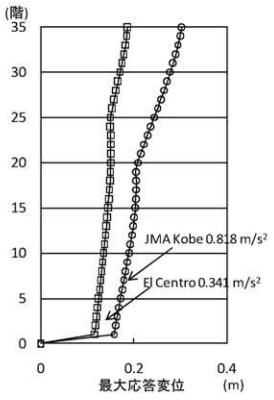
17）Harbour, R., Fatemi, A., Mars, W., :"The Effect of Dwell Period on Fatigue Crack Growth Rates in Filled SBR and NR", The Fall 170th Technical Meeting of The Rubber Division, American Chemical Society, Cincinnati, OH, Paper No. 36, pp. 11-21, 2006.10

18）辻田修、早部安弘、大熊武司、和田章：「弾塑性構造物の風応答性状ならびにその予測に関する研究　その 1　風直交方向振動の場合」、日本建築学会構造系論文集、第 481 号、pp.9-16、1996.3

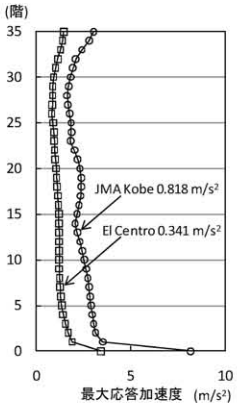
19）辻田修、早部安弘、大熊武司、和田章：「弾塑性構造物の風応答性状ならびにその予測に関する研究　その 2　風方向振動の場合」、日本建築学会構造系論文集、第 485 号、pp.25-34、1996.7

付録

本検討で用いた免震構造建物の地震応答解析結果を以下に示す。解析に用いた地震波は El Centro 1940 NS 0.341m/s² 及び、JMA Kobe 1995 NS 0.818m/s² である。最大応答変位と最大応答加速度を付図 1 、及び付図 2 に示す。上部構造における応答増幅は若干あるものの良い免震効果が現れている。



付図 1　地震応答解析結果（変位）



付図 2　地震応答解析結果（加速度）

（2009年 9 月10日原稿受理，2009年10月28日採用決定）