T2R2 東京科学大学 リサーチリポジトリ Science Tokyo Research Repository

論文 / 著書情報 Article / Book Information

論題(和文)	 自動ラック倉庫積荷の荷すべり解析モデルと落下判定法の提案	
Title(English)	PROPOSAL ABOUT THE SLIP MODEL OF CARGOES INSTALLED IN AUTOMATED WAREHOUSE AND THE EVALUATION OF CARGOES FALLING	
著者(和文)		
Authors(English)	Machiko YASUKAWA, Masayoshi TAKAKI, Haruyuki Kitamura, Daiki Sato, Yoriyuki MATSUDA	
出典(和文)	構造工学論文集, Vol. 64B, ,pp. 187-197	
Citation(English)	Journal of Structural Engineering, Vol. 64B, , pp. 187-197	
発行日 / Pub. date	2018, 3	

自動ラック倉庫積荷の荷すべり解析モデルと落下判定法の提案

PROPOSAL ABOUT THE SLIP MODEL OF CARGOES INSTALLED IN AUTOMATED WAREHOUSE AND THE EVALUATION OF CARGOES FALLING

安川 真知子*1, 高木 政美*2, 北村 春幸*3, 佐藤 大樹*4, 松田 頼征*5 Machiko YASUKAWA, Masayoshi TAKAKI, Haruyuki KITAMURA, Daiki SATO and Yoriyuki MATSUDA

In the 2011 off the Pacific coast of Tohoku Earthquake, as cargoes in warehouses fell on the floor, their contents and the automated conveying equipment were significantly damaged. Recently, some countermeasures have been proposed. However, it takes time for deciding the capacities of these countermeasures because dynamic analysis should be conducted for each case of their introduction to warehouses. Simplified method of evaluating the cargo fall is required for effective decision of their capacities. This paper proposes the energy balance method for evaluating cargoes slip displacement which is the key factor of cargo falling.

Keywords: Automated Warehouse, Fall of Cargoes, Slip of Cargoes, Energy Balance Method, Flexible-Stiff Mixed Structure, Series System 自動ラック倉庫, 積荷落下, 荷すべり, エネルギー法, 柔剛混合構造, 直列系

1. はじめに

阪神淡路大震災,東日本大震災等において,自動ラック倉庫の積 荷落下被害が報告されており,企業の事業継続性の観点から地震対 策が急務となっている。ラック構造体の応答低減および積荷の落下 対策技術としては,柱継手に応力制限機構を設置する方法¹⁾,制振 対策としてマスダンパーを用いる方法^{例えば20,3)},免震化する方法^{例えば40,5)}等が提案されている。対策技術の効果検証には積荷の滑動および 落下性状を把握し,積荷の滑動に伴うラック構造体の応答変化によ り変動する荷すべり変位を精度よく予測する必要がある。

これまで,積荷の滑動および落下を考慮した対策技術の効果について,例えば松野ら³⁰は耐震および制振ラック,竹内ら⁵⁰は免震ラ ックを対象に,積荷を剛体モデルとした自動ラック倉庫全体の動的 解析により,積荷の落下率を把握している。

筆者らは、精度の高い積荷モデルの構築を目的として、パレット の上に段ボールを 4~6 段積みした積荷を、自動ラック倉庫頂部の 構造体を模した試験体に搭載し、試験体を3軸振動台にて加振した 積荷落下実験により、積荷挙動を詳しく分析している 0。特に、パ レットと積荷が一体となって滑動した後に、積荷全体が落下する荷 すべりモードにおける、積荷の振動特性と荷すべり特性を示した。 特に、振動特性として、積荷はパレットと共に滑動しながら1次モ ードで振動する振動体であること、荷すべり特性としてパレット下 部の静摩擦係数および動摩擦係数を考慮する必要があると明らかに した。これらの特性を反映した積荷モデルの時刻歴応答解析により, 詳細な積荷の落下判定が可能になると思われる。

一方, ラックの基本設計時には, 時刻歴応答解析によらず荷すべ り変位を予測する積荷の簡易落下判定が有用である。北村らはすべ り免震構造において, 地震による総入力エネルギーと免震支承の吸 収するエネルギーの釣合いにより免震層変位を予測する方法(以降, エネルギー法と呼ぶ)を提案している^{7),8)}。また物体のすべり挙動 の簡易評価手法として, 金子らは剛体である家具を対象に, すべり 変位を床応答波の最大速度から推定する手法を提案している^{9),10)}。

そこで、本論文では、自動ラック倉庫の積荷部分の挙動に着目し、 積荷特性を反映したモデルを用いた時刻歴応答解析による詳細な落 下評価法と、金子らの方法にかえて、積荷部分にエネルギー法を用 いた簡易落下評価法の提案および検証を行う。具体的には、初めに 既報 ®の振動台実験結果における積荷の振動特性や荷すべり特性を 基に荷すべり解析モデルを提案し、提案モデルを用いた詳細落下評 価法の妥当性について検討する。次に、荷すべり解析モデルを用い た自動ラック倉庫の地震応答解析結果を用いて、積荷部分で消費さ れるエネルギー配分の変動を分析する。最後に、分析結果を基に積 荷にエネルギー法を適用し、簡易落下評価を試みる。本論文は、エ ネルギー法を用いて、ラックに入力された地震波によりラックの応

*1大成建設㈱技術センター 修士 (工学)	Technology Center, Taisei Corporation, Mr. Eng.
*2大成建設㈱技術センター 博士 (工学)	Technology Center, Taisei Corporation, Dr. Eng.
*3 東京理科大学理工学研究科建築学専攻 教授・博士 (工学)	Prof., Dept. of Architecture, Tokyo University of Science, Dr. Eng.
*4東京工業大学未来産業技術研究所 准教授・博士 (工学)	Assoc. Prof., FIRST, Tokyo Institute of Tech., Dr. Eng.
*5 東京理科大学理工学研究科建築学専攻 助教・博士 (工学)	Assis. Prof., Tokyo University of Science, Dr. Eng.

答挙動を評価し、さらにラック内に保管された積荷の荷すべり変位 予測および落下評価を行うことを最終目標とした研究の第一段階で ある。

2. 時刻歴応答解析に基づく積荷の詳細な落下判定方法の提案

本章では、既報 6で報告した振動台実験結果を基に、積荷特性を 反映した荷すべり解析モデルを提案し、時刻歴応答解析による落下 評価法(以降,詳細法と呼ぶ)の妥当性を確認する。

2.1 既報⁶⁾における主な実験結果の評価

既報 6)では,積荷の振動特性と積荷が滑動後に落下するまでの荷 すべり特性の把握を目的とした振動台実験を行った。実験パラメー ターは、積荷を構成する段ボールの段数(4段、5段、6段)、積み 方 (レンガ積み, ブロック積み), シュリンク巻きの有り (WS), 無 し(NS),入力地震波である。本論文では、主要な積荷落下形態で ある、積荷とパレットが一体となって滑動し落下する荷すべりモー ドを対象とした。既報実験のうち,荷すべりモードとなった試験は, 4段シュリンク巻き有り(4WS),4段シュリンク巻き無し(4NS)お よび5段シュリンク巻き有り(5 WS)の場合であった。これらの実

験結果から,積荷の振動特性として ARX モデル ¹¹⁾を用いて同定し た積荷の等価振動数および減衰定数を,荷すべり特性として積荷の 慣性力を積荷重量で除した値から求められる有効静摩擦係数、平均 有効動摩擦係数を把握した。なお、これらの値の定義および算出方 法の詳細は、既報6)を参照されたい。

積荷は1次モードで振動しながらパレットと共に滑動する。Fig.1 に実験結果におけるパレット加速度 pAmax-積荷の等価振動数 cf 関 係を示す。4段積み(L=4)の場合では、シュリンク巻きの有無に よらず cf は 4~5Hz, 5 段積み (cL=5) シュリンク巻き有りの場合,

04 WS

 $\triangle 4 NS$

D5 WS

cfは 2~3 Hz の範囲内にある ことを確認した。Fig.2に pAmax -減衰定数 ch 関係を示す。ch については積荷段数やシュリ ンク巻きの有無による明瞭な 差異が確認できなかった。パレ ット下部の摩擦係数について, 有効静摩擦係数 eµs と平均有効 動摩擦係数 elud ave の関係を Fig.3 に示す。シュリンク巻き の有無によらず, eµsは概ね 0.4

∆4 NS

L=5 h₁=0.214

0

0

1000

 $A_{\rm max}$ (cm/s²)

Average _L=4 h,=0.167

500

Δ

04 WS

0.4

0.3

0.1

0 0

د ∞ 0. 2

Average



~0.6 の範囲内, eµd ave は 4 段積みの場合に 0.1~0.2 の範囲内, 5 段 積みの場合に 0.2~0.4 の範囲内にあることを確認した。なお, Fig.1, 2 において、積荷が背面ブレースに衝突した試験結果は、ダンボー ルのつぶれ等の影響が考えられるので母集団から除外し、本論文で は対象としていない。

2.2 積荷の落下判定法

荷すべりモードを対象とし、既報 6で提案した落下判定方法を Fig.4 に示す。Fig.4(a)は腕木端部位置に対する積荷の転倒限界を示 す図である。積荷の質量M,重心高さH₁,積荷の応答加速度α_Gによ り,転倒の条件となる積荷加速度から求まる転倒限界の位置Aと積 荷重心位置 G の距離 Li が逆算できる。Fig.4(b)は荷すべり時の積荷 状態を表した図で、荷すべり時の積荷重心位置Gと初期状態のパレ ット端部位置 B の距離 La が, 腕木端部からの荷すべり変位 δとパ レット幅 D/2 から求まることを示している。荷すべり時の腕木端部 と積荷重心間の変位 L₂が落下限界 L₁を下回った場合(L₂(t) < L₁(t)) に、積荷が落下すると判定する。この落下判定法を用いて積荷が落 下した実験に対して、積荷落下が判定できることを既報 6)において 確認した。

2.3 荷すべり解析モデルの提案

本節では荷すべりモードとなった試験のうち、4 章の検討に用い る4段積みの積荷を対象として荷すべり解析モデルを提案する。

2.1 節に示した通り, 積荷は振動しながらパレットと共に滑動す る。また積荷は1次モードが支配的であることを考慮し, Fig.5 に 示すパレットと積荷全体それぞれを質点とした2質点モデルを考え る(以降, VS モデルと呼ぶ)。図中の記号はそれぞれ M1:積荷質 量, h1: 積荷部分の減衰定数, k1: 積荷部分のバネ定数, M2: パレ ット質量を表す。Fig.1 および Fig.2 から、シュリンク巻きの有無は *cf* および*ch* に影響しないことが確認されている。そこで*cf* および *h*の4段積み積荷の結果を、シュリンク巻きの有無によらず平均し た値を用い、積荷バネ定数 k は d から求めたバネ定数、k= 460N/mm とした。減衰定数は h1=0.167 とした。

腕木-パレット間のスリップ要素は,Fig.6に示す履歴則を持ち,



 δ : Displacement from the end of steel bracket

 H_1 : Height of center of gravity

A · Limit displacement of cargo acceleration

B : Initial displacement of the end of steel bracket

Fig.4 Detection of cargoes falling

静摩擦係数 μ_s による最大水平力 Q_s (= $\mu_s Mg$) および動摩擦係数 μ_d による荷すべり時の水平力 Q_d (= $\mu_d Mg$) を考慮できるモデルとし た。なお $M = M_1 + M_2$ である。初期剛性および除荷時剛性は k_{si} とし た。履歴モデルは初めに初期剛性上を移動し、水平力が Q_s を超えた 場合に Q_s から Q_d へ移行する。 Q_d 上を移動中に荷すべり速度が負と なった場合に除荷線上を下降し、 $-Q_s$ を生じた後に $-Q_d$ へと移行 する。水平力が± Q_d 以下となり積荷の滑動が一旦停止した場合は、 剛性 k_{si} を移動し、最大水平力を超えた場合に水平力の正負に応じ て、 Q_s から Q_d あるいは $-Q_s$ から $-Q_d$ へと移行する。

本論文における k_{si} は, k_1 との連成を避けるために 50 k_1 程度の十 分に硬いバネとし, k_{si} =35kN/mm とした。静止摩擦係数 μ_s には Fig.3 に示す $_{e}\mu_s$ の4段積みでの平均値 μ_s =0.46を用いた。動摩擦 係数 μ_d には同じく $_{e}\mu_{d_{ave}}$ の4段積みでの平均値 μ_d =0.17を用いた。

解析上,復元力の急激な変化は好ましくない。そこで、 Q_a から Q_a へ連続的かつ滑らかに移行するよう、式(1)で表される修正摩擦係数 $\tilde{\mu}(t)^{12}$ を用いた。

$$\begin{split} \tilde{\mu}(t) &= \mu_s(t) \cdot \Omega(s) + \mu_d(t) \cdot \{1 - \Omega(s)\} \ (0 < s < l) \end{split}$$
(1) s は荷すべり開始からの荷すべり変位 δ の絶対値である。一旦停止



して剛性が変化した場合には0にリセットされる。 *Q*(*s*)は重み関数であり、式(2)で表される。

$$\Omega(s) = \frac{1}{2} \left\{ 1 + \cos\left(\frac{s}{l}\pi\right) \right\}$$
(2)

l は静摩擦保持区間距離であり、実験結果からl=10mmとした。

2.4 詳細法による落下判定方法の検証

本節では、2.3 節で提案した VS モデルを用いた解析結果と実験 結果の整合を確認する。Fig.7(a)に 4 段積みシュリンク巻き有りの 積荷をエルセントロ位相告示波で加振した実験における,積荷に生 じる水平力 Q と腕木とパレット間の荷すべり変位 δ の 関係を, Fig.7(b)に実験における δ を, Fig.6 に示した履歴モデルに強制入力 した場合の $Q-\delta$ 関係を示す。なお水平力は Fig.8 に示すように積 荷およびパレットの加速度から算出した θ 。シミュレーションにお ける最大水平力や荷すべり時の水平力は、実験結果とよく対応して いることが分かる。

Fig.9 に Fig.7 で示した実験における,積荷加速度 *cA*,積荷速度 *cV*,荷すべり変位δの実験およびシミュレーションによる時刻歴波 形を比較して示す。δにおいてはすべり開始タイミングおよび荷す べり変位, *cA*においては最大加速度および周期, *cV*においては最大 速度および周期が良く再現されている。

Fig.10に4段積みシュリンク巻き無しの積荷を,神戸波で加振し た場合の積荷の滑動および落下挙動について, cA, δの実験および シミュレーションによる時刻歴波形の比較を示す。併せて,シミュ レーション解析を用いた詳細法による落下判定結果を示す。なお実 験結果における落下判定は,Photo1に示すように,積荷が落下する 直前に,積荷が腕木端部を支点にして転倒し始め,パレットの片側 が浮いた瞬間とした。Fig.9の場合と同様に,δにおいてはすべり開 始タイミングおよび荷すべり変位,cA においては最大加速度および 周期が良く再現されている。また2.2節で示したL1およびL2を用 いた詳細法における結果は,落下判定結果および落下判定時間が実 験結果と良く対応している。以上より,2.2節で示した落下判定法 を用いれば,実験結果を良く再現できることが示された。なお多く の既往の研究で用いられている積荷モデル^{例えば30}等との比較を付録 に示す。



3







Photo1 Situation when the decision time of cargo fall in experiment

3. エネルギーの釣合いに基づく簡易な落下判定方法の提案

自動ラック倉庫に入力されたエネルギーは各層の腕木に配分され る。腕木に配分されたエネルギーは積荷に入力されるエネルギーと なる。4.2 節にて事例を後述するが,積荷が滑動する場合,自動ラッ ク倉庫に入力されるエネルギーは荷すべり変位によるパレットの摩 擦消費エネルギーによって最もエネルギー消費される。そこで本章 では積荷部分に対し,エネルギーの釣合式に基いて積荷の落下判定 を行う方法(以降,簡易法と呼ぶ)を導く手順を説明する。

滑動に関する積荷のエネルギーの状態は、Fig.11 に示すように、 非荷すべり時間 (Δt_c) および荷すべり時間 (Δt_s) に分けられる。 Fig.12 に $\Delta t_c \geq \Delta t_s$ における積荷状態モデルを示す。Fig.12(a)に示す ように、 Δt_c ではパレットに入力されたエネルギーが積荷部分のバネ と減衰により消費される。 Δt_s では Fig.12(b)に示すように、パレッ トに入力されたエネルギーが主にスリップ要素によって消費され、 積荷部分のバネと減衰に消費されるエネルギーは極わずかとなり、 積荷およびパレットはほぼ剛体に近い挙動となる(4.2 節、後述)。

はじめに、Δt_sにおけるエネルギーの釣合いにより簡易法を導くため、積荷の滑動開始を判定する方法を示す。Fig.13 に滑動開始時の 積荷における力の釣合い状態を示す。慣性力が静摩擦力を上回ると 積荷の滑動が開始する。この時,積荷に生じる慣性力を与える積荷 加速度 $_{a}\alpha_{s}$ は,静摩擦係数を μ_{s} として式(3)で表される。

 $a\alpha_s = \mu_s g$ (3) 一方,積荷の1次固有振動数 *cf* から求められる1次周期 *cT* および 減衰定数 *ch* を既知とすると,腕木応答加速度 *b*A(*t*)の加速度応答ス ペクトル (*h*=*ch*)により,積荷が振動体であることを考慮した積 荷の応答加速度 *c* α_s が予測できる。式(4)に示すように *c* α_s が *d* α_s を 超える場合,積荷の滑動が開始すると判定できる。

$$_{c}\alpha_{s} > _{d}\alpha_{s}$$
 (4)
次に Δt_{s} における積荷に生じるエネルギーの釣合いを用いて, 簡

易法を導く手順を提案する。地震継続中の積荷に生じるエネルギー の釣合式は式(5)により表される。

$W_e + W_{slide} + W_h = _c E$	(5)
We:積荷とパレットの弾性振動エネルギー	
W _{slide} :パレットの摩擦消費エネルギー	
W _b :パレットから上の積荷の減衰エネルギー	

E: 腕木からの積荷とパレットへの入力エネルギー

 Δt_s において、 W_e は W_{slide} と比べて十分に小さいとすると、積荷に生じるエネルギーの釣合い式は式(6)で表される。

 $W_{slide} + W_h = {}_c E \tag{6}$

*cE*の算出においては、減衰定数を*h*=10%とした*bA*(*t*)のエネルギースペクトルを用いることとした。エネルギースペクトルから*cE*を 求めるためには、周期を設定する必要がある。しかし Fig.12(b)の状 態において、滑動中の割線剛性により求まる周期は荷すべり変位に よって異なり、荷すべり変位の増大に伴って長周期化する。このよ うに変化する周期を何らかの方法で代表できるとすると、腕木から 積荷とパレットへの入力エネルギーの速度換算値を*cV_Eとして、cE* は式(7)により表される。

$$E = \frac{1}{2}M_c V_E^2 \tag{7}$$

本論文では, 腕木からの積荷とパレットへの入力エネルギー $_{c}E$ から パレットから上の積荷の減衰エネルギー W_{h} を除いた値を文献 13) に倣い, 積荷の滑動による損傷に寄与するエネルギー $_{c}E_{D}$ と呼ぶこ ととする。 $_{c}E_{D}$ (= $_{c}E - W_{h}$)は式(6)の展開により W_{slide} と同値であ ることから,式(8)が導かれる。





in the time history of horizontal force



 $Q_s = \mu_s Mg$

Fig.13 Balance of force when the cargo start to slip

 $W_{slide} = {}_{c}E - W_{h} = {}_{c}E_{D}$

最大すべり変位を δ_{max} とすると、 δ_{max} まで滑動するために必要なパ レットの摩擦消費エネルギーW_{slide}は式(9)により表される。

$$W_{slide} = 4n_1 \cdot Q_d \cdot \delta_{max} \tag{9}$$

Q_a:動摩擦係数μ_aによる積荷滑動時の水平力

n₁:累積すべり摩擦エネルギー量が、最大すべり変位の1ル ープが消費するエネルギーの何回分に相当するかを表す 等価繰返し数

 Q_d はパレットと積荷の質量をM,動摩擦係数を μ_d として式(10)で表 される。

$$Q_d = \mu_d M g$$
 (10)
式(8), (10)を式(9)に代入することで δ_{max} が次式より求められる。

$$\delta_{max} = \frac{cE_D}{4n_1 \cdot \mu_d Mg} \tag{11}$$

 n_1 , $_{c}E_{D}$ が求められると、式(11)から δ_{max} が予測可能となる。 $_{c}E_{D}$ を 得るためには $_{c}V_{E}$ と W_{h} の評価が必要となる。なお、 $_{c}V_{E}$ については 4.3.2 項, $_{c}E_{D}$ および $_{c}E_{D}$ と W_{h} の関係については 4.3.3 項, n_{1} につい ては4.3.4項で詳しく述べる。

Fig.14 に簡易法のフローチャートを示す。_bA(t)の加速度応答スペ クトルから式(4)により滑動開始の有無が判定される。積荷が滑動す ると判定されると, _bA(t)のエネルギースペクトルから _cV_Eが, 式(7) により $_{c}V_{E}$ から $_{c}E$ が求まる。 W_{h} が $_{c}E_{D}$ を用いて評価できると,式 (8)により W_{slide} が求まる。式(11)により $_{c}E_{D}$ と n_{1} から δ_{max} が評価可能 となる。さらに、 δ_{max} は Fig.4 中の $\delta(t)$ の最大値であり、上部積荷 に生じる加速度から求められる落下限界変位 L₁(t) と L₂(t) = $D/2 - \delta_{max}$ により $L_2(t) < L_1(t)$ と判定されると、積荷が落下すると 予測できる。

6. 簡易落下判定法の適用性検討

本章では、ラックに VS モデルを組込んだ地震応答解析の結果を 用いて、積荷部分でのエネルギー消費性状と簡易落下判定のための 諸係数の設定法を示す。

4.1 解析モデル概要

(8)

一般に自動ラック倉庫は積荷重量がラック構造体重量と比較して 大きいため、ラック構造体と積荷が連成し荷すべり挙動がラック全 体の応答に影響を及ぼすことが知られている140。そこで実大ラック をモデルとした地震応答解析により荷すべり挙動およびエネルギー 変動を把握する。

本検討では一般的な規模で実稼働中のラックを対象とした。 Fig.15 に概要図を, Table1 に主要鉄骨部材のメンバー表を示す。モ デル化範囲は Fig.15 (a)中破線枠にて示す範囲とし, Fig.15 (b)に示 す2列16段を部材メンバーに基づいてフレームモデルを作成した。 積荷の搭載状況によって固有周期が変化することを考慮し、ラック 鉄骨部材の減衰定数は、鉄骨架構のみの1次固有周期 er Ti(0.55s)と 積荷満載時の1次固有周期 rTi(1.56s)に対して、2%のレーリー減衰 を与えた。さらに 2.3 節で示した VS モデルにおいて,積荷質量M₁ を 376kg, パレット質量M2を 24kg としたモデルをフレームモデル の全層に搭載し、その挙動を確認した。固有値解析結果による積荷 満載時のラックの2次,3次モードの固有周期は,rT2=0.38s,rT3 =0.26s であった。一般的にラック上部ほど荷すべり変位が大きい ため、16段、13段、10段、7段目の積荷挙動を確認する。

入力地震波は過去 10 年間に観測され、被害が報告された地震の 中から、特に加速度応答スペクトルの卓越周期が rT1 に近い値とな る新潟県中越地震(新潟中越波:Niigata, JMA 川口町川口, 最大 加速度 1688cm/s²), 卓越周期が rTi と一致していない芸予地震(芸 予波: Geiyo, K-NET HRS009 湯来,最大加速度 828 cm/s²)の観

Column

Lattice brace

M

(c) Part of

analysis model

[VS model]

M



Fig.14 Flowchart of simple evaluation for cargo falling



測波とした。また自動ラック倉庫の積荷落下が報告された事例とし て兵庫県南部地震(神戸波: Kobe, JMA 神戸, 最大加速度 818 cm/s²), 東北地方太平洋沖地震(3.11波: 3.11, K-NET MYG012 塩竃, 最 大加速度 1984 cm/s²) も用いた。Fig.16 に入力地震波の加速度応答 スペクトルを示す。減衰定数は地震動の特性を把握する際に一般的 に用いる h=5%とした。また告示において定められた極稀地震の応 答スペクトルおよび第二種地盤における極稀地震の応答スペクトル を併記する。すべての地震動において、最大応答加速度が第二種地 盤における極稀地震の応答スペクトルを上回っている。本検討で対 象としたラックはユニット式ラック構造設計基準 15)に基づいて1 次設計と同等の設計がなされている。そのため観測波を想定される 最大の地震とし、観測波を基準に 0.2, 0.4, 0.6, 0.8, 1.0 倍 (以降, 地震波倍率 wR) した地震波をラック基礎部に入力した。Fig.17 に 各地震波において、 $_{\rm w}R = 1.0$ の場合の16段目腕木における $_{\rm h}A(t)$ の加速度応答スペクトルを示す。ここでは Fig.16 との比較のため, 減衰定数 h=5%を用いた。なお 図中に示す rT1 および rT2 は積荷満 載時におけるラックの1次固有周期および2次固有周期である。ま た凡例中には、4.2節で定義する地震波継続時間 etoおよび腕木最大 応答加速度_bA_{max}を示す。_bA(t)はパレットおよび積荷に入力される 加速度と捉えられる。Fig.17より入力地震波での卓越周期に加えて, _rT₁および_rT₂近傍で応答加速度振幅の励起が確認できる。

4.2 ラックと積荷の応答およびエネルギー変動

本節では地震応答解析での応答およびエネルギー変動を確認する。 Fig.18(a)に神戸波, $_{w}R = 0.2$ の場合, Fig.18(b)に神戸波, $_{w}R =$ 1.0 の場合の,各段におけるラック構造減衰により消費されるエネ ルギー $_{r}W_{h}$ と積荷による消費エネルギー $_{c}E$ (腕木からの積荷とパレ ットへの入力エネルギーと同義)をラックへの総入力エネルギーE で除した値の分布図を示す。最大荷すべり変位は神戸波, $_{w}R = 0.2$ の場合 2.2mm,神戸波, $_{w}R = 1.0$ の場合 450mm であった。 Fig.18(a)に示すように,積荷が殆ど滑動しない場合, $_{c}E/E$ は小さく,



 $_{r}W_{h}/E$ はラックの下段ほど大きくなる。一方, Fig.18(b)に示すように、積荷が大きく滑動する場合、 $_{c}E/E$ は非常に大きくなり、 $_{r}W_{h}/E$ は小さい。このように、積荷が滑動する場合、ラックに入力されるエネルギーは積荷の滑動によって最も消費される。

Fig.19 に神戸波, wR = 1.0 の場合の7 段目, Fig.20 に神戸波, $_{\rm w}R = 1.0$ の場合の16段目, Fig.21に3.11波, $_{\rm w}R = 1.0$ の場合 の16段目における積荷加速度 cA,荷すべり変位δ,積荷に生じる水 平力Q-荷すべり変位δ関係を示す。なお、時刻歴波形は積荷の滑動 による大きな変化が確認できる時間を示しており、神戸波では 5~ 10s の範囲を, 3.11 波では 35~40s の範囲を示している。地震波に よらず加震が進むと $_{c}A$ が徐々に増大し、 $_{c}A$ が $\mu_{s}g$ を超えると $Q-\delta$ 関 係からQが Q_d を保って δ が急激に大きくなる。 $_cA$ が $\mu_s g$ に至るまでの 初期剛性によるδは十分に小さいが、μ_sgを超えた時点で荷すべり変 位の大きな滑動が開始する。Fig.19(c), Fig.21(c)に示すように、荷 すべり変位が一度すべり出した方向に増大する場合(以降,片流れ すべりと呼ぶ)と、Fig.20(c)に示すように積荷が正負両方向に滑動 を繰り返す場合(以降,両側すべりと呼ぶ)が確認された。Fig.19(c) ~Fig.21(c)に示すように、初期剛性に対して Δt_c での剛性は Q_d と荷す べり変位 δ の比で表され、 δ によって変化する。 δ が大きくなると剛 性は小さくなり、 Δt_c での周期と比較して Δt_s では滑動中の割線剛性 により求まる周期が長くなる。特に積荷滑動後は時々刻々と変化す る荷すべり変位に伴って、滑動中の割線剛性により求まる周期が変 化する。

Fig.22 に神戸波, ${}_wR = 1.0$ の場合の16段目, Fig.23 に 3.11 波, ${}_wR = 1.0$ の場合の16段目における ${}_cA$, W_{slide} , W_h の時刻歴波形 および ${}_cE$ に対する W_e , W_{slide} , W_h の時刻歴波形を示す。なお,加速 度および各エネルギーの時刻歴波形は非荷すべり時間 (Δt_c)および 荷すべり時間 (Δt_s) でのエネルギー変化が確認できる時間を示して おり,神戸波では7~8s の範囲を, 3.11 波では 37.5~38.5s の範囲 を示している。 ${}_cE$ に対する各エネルギーの時刻歴波形はエネルギー による大きな変化が確認できる時間を示しており,神戸波では 0~ 30s の範囲を, 3.11 波では 30~180s の範囲を示している。なお Fig.22(d)および Fig.23(d)に示す W_e の値は,他エネルギーと比較し て小さく,これらの ${}_cE$ に対する割合は確認できない。なお,当然な がら W_e は解析時間中,積荷自身の振動に伴って増大および減少を 繰り返し,解析終了時刻になると0に収束する。 Δt_c において W_{slide}



3.0

600

0

 (cm/s^2) 300 $\mathbf{\nabla} \mu_{s} g$

 $\mathbf{\nabla} \mu_{d} g$





が増えることはない。またWhは地震開始後の積荷の振動に伴い徐々 に増え、特に荷すべり開始直前に増大する。 Δt_s では W_{slide} が増大す る。一方, W_hはW_{slide}が増大する間に増えることはない。 _cEに対す る各エネルギーの割合はWslideが最も大きい。また、Fig.21に示すよ うに 3.11 波では荷すべり時間が短いために荷すべり変位が小さく, また何度も滑動と停止を繰り返し、Fig.23(d)に示すように cE に対 する Whの割合が増大する。解析終了時点での E に対する Whの割 合は、神戸波で 6.2%、3.11 波で 34.5%であった。地震継続時間 eto に対する Δt_c の合計 $\Sigma \Delta t_c$ の比(以降, 非荷すべり時間比 β_c と呼ぶ) は地震波によって異なる。β,は Fig.23 に示す 3.11 波では 91%と大 きく, Fig.22 に示す神戸波では 23%であり, 3.11 波以外の地震波 では小さくなる傾向がある。また wR によっても値が異なり, wR が 大きいと β_c は小さく, wR が小さいと β_c は大きくなる傾向がある。こ



0 & Fig.24 に各地震波において 300 600 900 1200 1500 (mm) δ Fig.24 Relationship between 13段,10段,7段目における δ_{max} and $_{c}E_{D}/_{c}E$ [wR = 1.0] 最 大 荷 す べ り 変 位 δ_{max} -

 $_{c}E_{D}/_{c}E$ 関係を示す。 δ_{max} が十分に小さい場合, $_{c}E_{D}/_{c}E$ の値は0で あるが、 δ_{max} が大きくなると $_{c}E_{D}/_{c}E$ の値が増大し、 $_{c}E - _{c}E_{D}$ で表 されるW_hは減少する。Δt_sでの自動ラック倉庫の積荷は、スリップ要 素で多くのエネルギーが消費されることが確認された。

4.3 簡易法の前提条件および諸元の設定

16)とした。

wR = 1.0の場合の, 16段,

3 章にて、簡易法の条件として $_{c}\alpha_{s} > _{d}\alpha_{s}$ による荷すべり開始の 判定,予測法の諸元として $_{c}V_{E}$, $_{c}E_{D}$, n_{1} を示した。本節では簡易な 落下判定法の妥当性を検証するために、積荷に対する入力波となる _bA(t)は4.1節に示した解析の結果により既知とし,前提条件の確認 および各値の設定法を示す。

4.3.1 積荷の滑動開始の判定

本項では 3 章において示した積荷の滑動開始判定の検証を行う。 **Fig.25** に_bA(t)における加速度応答スペクトルを用いた積荷の滑動 開始判定例を示す。ここでは滑動直前の加速度応答を算出するため、 加速度応答スペクトルの減衰定数に,積荷の減衰定数 $h_1=16.7\%$ を 用いた。図には神戸波,13段目における $_{w}R=0.2$,0.32,0.4,0.6 の結果を示す。式(4)より積荷の 1 次固有周期 $_{o}T=0.22$ における $_{as}$ が $_{a}a_{s}=450.8$ cm/s²を超えていれば滑動開始, $_{a}a_{s}$ 以下ならば滑 動無しと判定される。図から $_{w}R=0.4$,0.6の場合は滑動開始, $_{w}R$ = 0.2,0.32の場合は滑動無しと判定さる。これに対し解析結果で は、Fig.6 に示す VS モデルの履歴モデルにおいて,最大水平力 Q_{s} に達した初回の $_{a}\delta_{s}$ で初期剛性 k_{si} を用いて求めた $_{a}\delta_{s}$ =0.0525mm を用いて、 $\delta_{max} > a\delta_{s}$ の場合を滑動開始, $\delta_{max} \le a\delta_{s}$ の場合を滑動無 した。これにより $_{w}R=0.4$,0.6の場合は滑動開始, $_{w}R=0.2$,0.32の場合は滑動無しとなる。そのため、滑動開始判定と解析結果 は整合している。

Fig.26に δ_{max} <100mmとなったケースにおける δ_{max} - $_{c}\alpha_{s}$ 関係を, Fig.27 に Fig.26 の拡大図を示す。本判定方法は解析結果と整合し ており、 $_{d}\alpha_{s}$ により積荷の滑動開始の有無を判定できる。

4.3.2 腕木からの入力エネルギーに対する速度換算値 _{CVE}の設定

本項では腕木からの入力エネルギーに対する速度換算値 $_{c}V_{E}$ の設 定法を示す。Fig.28(a)に神戸波, Fig.28(b)に芸予波における $_{w}R =$ 1.0 の場合の $_{b}A(t)$ により求めたエネルギースペクトル $_{c}V_{E}$ を,積荷 位置により比較して示す。一般にエネルギースペクトルは応答スペ クトルと異なり減衰定数による影響が小さい¹³⁾。そこで本論文では エネルギー法における設計用エネルギースペクトルと同様に,減衰 定数 h = 10%を用いている。神戸波の場合 $_{r}T_{1}$ と共振しており, $_{r}T_{1}$

2500

でのエネルギースペクトルが 増大している。積荷の設置位置 が上段ほど荷すべり変位が大 きくなる傾向があり,この影響 によりエネルギースペクトル は上段ほど大きくなる。芸予波 の場合,全段において大きな積 荷の滑動を生じていないため, 神戸波と比較して大きなエネ ルギースペクトルにはならな かった。



cargo slipping start decision (Relationship between $\delta_{max} - {}_c \alpha_s$)



wR=0.60wR=0.32 wR=0.40 - wR=0.20

h=16.7%

Fig.25 Acceleration response spectrum

【13th layer Kobe 】



Fig.27 Enlarged figure of Fig.26

4.2 節で示したとおり,荷すべり変位により滑動中の割線剛性に より求まる周期は変化する。そこで入力エネルギー算出用の周期を 決定する目的で,積荷が落下する下限変位を 2.2 節に示す落下判定 法において $\alpha_G(t) = \mu_a g$ とした場合の $\delta_{fall} = 444$ mm とし, δ_{fall} での 割線剛性により求まる周期 T_{fall} (以降,落下周期と呼ぶ)を基準に, δ_{fall} の 0.8~1.2 倍, 0.6~1.4 倍, 0.4~1.6 倍の範囲(以降,周期帯 倍率 rR と呼ぶ)の δ での割線剛性により求まる周期における cV_E を 平均した値 $V_{E,fall}$ を求めた。 T_{fall} は Fig.29 に示すように、 δ_{fall} と $Q_d =$ $\mu_a Mg$ との関係により求められるバネ定数 k_{fall} を用いて算出する。 Fig.30 に神戸波, $\pi R = 1.0$ の場合の 16 段目における $V_{E,fall}$ 算定法 および解析結果から逆算した cV_E である $_aV_E$ の一例を示す。事例は $\tau R = 0.4 \sim 1.6$ 倍の場合である。なお, $_aV_E$ は時刻歴応答解析結果か ら地震終了時の $W_{slide} + W_h$ からEを算出し,式(7)により求めた。

Fig.31 に各 TR における $_{a}V_{E}-V_{E,fall}$ 関係を示す。TR によらず、 $V_{E,fall}$ は $_{a}V_{E}$ の増分傾向を予測できている。しかし TR = 0.4~1.6 倍 $\mathcal{O}V_{E,fall}$ は、 $_{a}V_{E}$ に比べ全体的に大きな値となっている。TR=0.8~ 1.2 倍、0.6~1.4 倍の結果に大きな差は見られない。周期帯倍率に







Fig.29 Calculation of T_{fall}

(_wR=1.0 16th layer Kobe



よる V_{E_fall} 算出周期の幅を大きく設定すると、より大きな周期の変動に対応できることを考慮し、本論文では $rR=0.6\sim1.4$ 倍を用いることとした。ただし大きな積荷の滑動を生じていない場合、実際の積荷周期は短いため、本評価方法では $_{a}V_{E}$ を危険側に評価してしまう。新潟中越波や神戸波では、エネルギースペクトルの卓越周期が $_{r}T_{1}$ と近い値であるため、 $_{c}V_{E}$ が大きく変動し、 V_{E_fall} が $_{a}V_{E}$ よりも大きい値となっている場合がある。この場合は安全側の評価となる。この V_{E_fall} を式(7)の $_{c}V_{E}$ に代入すると $_{c}E$ を算出できる。

4.3.3 積荷の滑動による損傷に寄与するエネルギー cEDの設定

本項では積荷の滑動による損傷に寄与するエネルギー_cE_Dの設定 法を示す。秋山¹³⁾により提案されている入力エネルギーと損傷に寄 与するエネルギーの関係が腕木から積荷とパレットへの入力エネル ギーについても成立すると仮定し、次式を用いる。

$$_{c}E_{D} = \frac{c^{E}}{\left(1 + 3h_{c} + 1.2\sqrt{h_{c}}\right)^{2}}$$
(12)

ー方、4.2 節において δ_{max} が大きくなると $_{cE_D}/_{cE}$ の値が大きくなる ことを確認した。そこで本論文では、 $_{cE} - _{cE_D}$ で表される W_h は非荷 すべり時間 (Δt_c) 内で増大し、エネルギーの釣合いに影響すること を考慮して算出する。具体的には式(13)に表すように、積荷が滑動 すると判定された場合は、 W_h を算出する際の $_{cE}$ に Δt_c での入力エネ ルギー $_{cE_c}$ を用いる。積荷が滑動しない場合は、 $_{cE_D}=0$ となるため、 $W_h = _{cE}$ で表される。

$$W_{h} = \begin{cases} \left(1 - \frac{1}{\left(1 + 3h_{s} + 1.2\sqrt{h_{s}}\right)^{2}}\right) cE_{c} & , \quad c\alpha_{s} > d\alpha_{s} \\ cE & , \quad c\alpha_{s} \le d\alpha_{s} \end{cases}$$
(13)

なお $_{cE_{c}}$ は、 $_{cE}$ に荷すべり開始時に生じる慣性力を与える積荷加速 度 $_{d\alpha_{s}}$ と腕木加速度による応答加速度スペクトル ($h = _{c}h$) により積 荷が振動体であることを考慮した積荷加速度 $_{c\alpha_{s}}$ の比および非荷す べり時間比 β_{c} を乗じた値とし、式(14)で表されるとした。

$$_{c}E_{c} = \beta_{c} \frac{d\alpha_{s}}{_{c}\alpha_{s}} _{c}E$$
(14)

そのため, $_{c}E_{D}$ は W_{h} を用いて式(15)で表される。 $_{c}E_{D} = _{c}E - W_{h}$

$$= \begin{cases} \left(1 - \beta_c \frac{d\alpha_s}{c\alpha_s} \left(1 - \frac{1}{\left(1 + 3h_s + 1.2\sqrt{h_s}\right)^2}\right)\right) c^E, & c\alpha_s > d\alpha_s \\ 0, & c\alpha_s \le d\alpha_s \end{cases}$$
(15)

式(8)により $_{cE_D}$ は W_{slide} と同値である。そこで解析結果の W_{slide} と 式(15)により求めた $_{cE_D}$ との整合を確認する。なお $_{cE_D}$ 算出用の $_{cE}$ には解析結果の値を用いている。また 4.2 節に示すとおり、 β_c は地 震動や $_{w}R$ によってばらつくが、ここでは β_c =0.5 とした。この値の 設定については今後の課題である。Fig.32 に Fig.24 に示した結果 において δ_{max} >100mm の結果における、 $_{cE_D}/W_{slide} - \delta_{max}$ 関係を示 す。荷すべり変位が大きい δ_{max} >200mm の $_{cE_D}$ は、 W_{slide} の 0.94~ 1.05 倍の範囲内で評価できており、概ね評価できる。

4.3.4 等価繰返し数n1の設定

本項では等価繰返し数 n_1 の地震波による傾向を確認する。積荷の 滑動によって消費するエネルギー量が $Q-\delta$ 関係で囲まれる面積と 考えると、同一エネルギー消費量の場合、両側すべりの δ_{max} は片流 れすべりの δ_{max} よりも小さく危険側の評価となる。そのため本節以 降での検討は片流れすべりとなった解析結果を用いることとする。 n_1 は式(9)に解析結果の W_{slide} および δ_{max} を代入して算出した。 Fig.33 に各地震波において $_wR$ を変動させた場合($_wR = 0.2 \sim 1.0$) o, 16 段, 13 段, 10 段, 7 段目における地震継続時間 $_{eto} - n_1$ 関 係を示す。なお、図には $\delta_{max} > 100$ mm となった事例を示している。 3.11 波のように継続時間が 100s 以上と長い場合, Fig.21(c)に示す ように何度も滑動と停止を繰り返すため、 δ_{max} に対する W_{slide} が大き くなり、 n_1 が大きくなる。 n_1 は 1.19~2.69 の範囲となった。3.11 波 以外では継続時間 $_{eto}$ が 50s 以下と短く、Fig.19(c)に示すように数 回の滑動で δ_{max} に達し、滑動と停止の回数が少ないので W_{slide} が小さ く、 n_1 が小さくなる。 n_1 は 0.29~1.15 の範囲となった。この傾向を 予測法に反映するため、4.3.5 項の検討では継続時間毎の範囲内とな った n_1 の値を用いる。



4.3.5 簡易法による積荷の落下判定

前項までに設定条件を示した $_{c}V_{E}$, $_{c}E_{D}$, および n_{1} を用いて,式(11) により予測荷すべり変位 $_{p}\delta_{max}$ を求め,シミュレーション結果の δ_{max} と比較する。Fig.34 に $\delta_{max} - _{p}\delta_{max}$ 関係を示す。なお 4.3.3 項 の結果から W_{slide} に対する $_{c}E_{D}$ の値が安定していた δ_{max} >200mmの 結果を示している。ばらつきはあるものの $_{p}\delta_{max}$ により δ_{max} の増分 傾向を予測できており,エネルギー法による δ_{max} 予測が可能と示唆 される。 δ_{max} が予測可能となると、Fig.4 に示す落下判定法により, 積荷の落下判定が可能となる。ただし 4.3.2 項で示したように大き



Fig.34 Relationship between δ_{max} and $d_{\delta_{max}}$ [$\delta_{max} > 200$ mm]



Fig.35 Relationship between $_{c}V_{D}$ and δ_{max} (Comparison of n_{1})

な積荷の滑動を生じていない場合、 V_{Efall} と $_aV_E$ の対応が良好でないためばらつきが大きく、今後の課題である。

 $_{c}E_{D}$ の速度換算値を $_{c}V_{D}$ ($_{c}E_{D} = 1/2 \cdot M _{c}V_{D}^{2}$)とし, Fig.35 に解 析結果における $_{c}V_{D} - \delta_{max}$ 関係と簡便法による $_{c}V_{D} - \delta_{max}$ 関係式を n_{1} の大小により比較した図を示す。 n_{1} が大きい場合,落下するため に必要な $_{c}V_{D}$ は大きくなる。一方, n_{1} が小さい場合,落下するため に必要な $_{c}V_{D}$ は大きくなる。一方、 n_{1} の小さい3.11 波のように入 力エネルギーが大きくても積荷が落下しにくいことや、 n_{1} の小さい パルス的な地震では小さな入力エネルギーでも積荷が落下すること を示唆している。

5. まとめ

本論文では自動ラック倉庫の積荷について,振動台実験を元に, 積荷の振動特性と荷すべり性状を反映した荷すべり解析モデルを提 案し,時刻歴応答解析による積荷の詳細落下判定方法を検討した。 また,エネルギー法を用いた積荷の簡易落下判定方法を提案した。 本論文では既報⁶⁾の振動台実験結果を用いているため,パレット上 に段ボールを4段積みした積荷が,背面ブレースに衝突していない 場合の荷すべりモードに関する検証であり,静摩擦係数μ_s=0.46, 動摩擦係数μ_d=0.17の場合に限定されるが,その結果をまとめると 以下のとおりである。

- 1次モードによる積荷の振動と静摩擦係数および動摩擦係数 を考慮した、荷すべり解析モデルを用いた時刻歴応答解析の 結果および積荷の詳細落下判定結果は、実験結果と良好な対 応を示すことを確認した。
- 2) 簡易法において,積荷の滑動開始は,腕木応答加速度_bA(t)に おける積荷の減衰を考慮した加速度応答スペクトルの積荷の 1次固有周期における応答加速度振幅と,静摩擦係数と重力加 速度による積荷の滑動開始時の加速度µsg により判定できる ことを確認した。
- 3) 積荷の落下判定に必要な諸元である,腕木からの入力エネル ギーの速度換算値 _eV_E,積荷の滑動による損傷に寄与するエネ ルギー _cE_D,等価繰返し数n₁,非荷すべり時間比β_cについて分 析し,設定法および特徴を示した。それらの値を用いた積荷の 簡易落下判定結果と時刻歴応答解析結果が,概ね対応するこ とを確認した。

本論文では、積荷部分にエネルギー法を用いた簡易落下判定方法 の諸係数の設定法を示したが、簡易判定法の実用化に向けては、更 に多くの地震波によるパラメータースタディーが必要であり、今後 の課題とする。さらに、ラック全体の応答評価へのエネルギー法の 展開を図っていきたい。

謝辞

解析には気象庁,防災科学技術研究所 K-NET, KiK-net の記録を 使わせて頂きました。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 谷川充丈,坂口健吾,村上武,福田修,山田哲,和田章:弦材に応力制限 機構をもつトラス柱の提案 : その2 トラス柱構造の地震応答解析日本 建築学会学術講演梗概集, C-1,構造Ⅲ, pp.991-996, 2001.9
- 2) 木原幸紀,劉銘崇,寺田岳彦,猿田正明,金子美香:既存の立体自動倉庫 を対象とした TMD を用いた制振改修構法 その1・その2,日本建築学会 大会学術講演梗概集,pp.943-946,2012.9
- 3) 松野勇輝,竹内徹,松井良太,西雄士:積載物の活動および落下を考慮した立体倉庫の地震応答制御,構造工学論文集, Vol.60B, pp.317-326, 2014.3
- 4) 青野翔,高木政美,出雲洋治,長島一郎,日比野浩,藤井裕之:免震自動 倉庫ラックに関する解析的検討,日本建築学会学術講演梗概集,構造Ⅱ, pp.581-582,2014.9
- 5) 竹内徹,吉田道保,内田正颯,西雄士,松井良太:積載物の落下防止を目 的とした立体倉庫への免震支承の適用,日本建築学会構造系論文集,第 721号, pp.629-637, 2016.3
- 6) 安川真知子,高木政美,北村春幸,佐藤大樹,佐藤利昭:自動ラック倉庫 における多段積荷すべり落下挙動に関する一考察,日本建築学会構造系 論文報告集,第732号,pp.183-192,2017.2
- 7) 北村春幸,千葉陽一:積層ゴムと弾性すべり支承を組合せた免震構造のエネルギーの釣合に基づく地震応答予測法,日本建築学会構造系論文報告集,第562号,pp.37-44,2002.12
- 8) 千葉陽一, 薩川恵一, 北村春幸, 小山慶樹: 低摩擦すべり支承と積層ゴム・ ダンパーを組合せた免震構造のエネルギーの釣合に基づく応答予測法, 日本建築学会構造系論文報告集,第575号, pp.65-72, 2004.1
- 9) 金子美香,林康裕,田村和夫:家具の地震時すべり量の簡易評価,日本建築学会技術報告集,第8号,pp.73-78,1999.6
- 金子美香,林康裕:地震時の剛体の転倒限界と移動量に関する検討,構造 工学論文集, Vol. 43B, pp. 451-458, 1997.3
- 11)斎藤知生:モード解析型多入力多出力 ARX モデルを用いた高層建物のシ ステム同定,日本建築学会構造系論文集,第 508 号, pp. 47-54, 1998.6
- 12) 日比野浩, 久保哲夫, 高木 政美, 勝田 庄二: 弾性すべり支承と積層ゴム 支承を併用した複合免震建物の地震応答性状: 摩擦特性回帰モデルに基 づく解析的検討, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 593 号, pp. 43-50, 2005. 7
- 13)秋山宏:エネルギー法の釣合いに基づく建築物の耐震設計,技報堂出版, 1999.11
- 14)小川信行:可動載荷質量を有する骨組の地震応答,日本建築学会構造系論 文報告集,第370号,pp.28-39,1986.12
- 15) ユニット式ラック構造設計基準,社団法人日本産業機械工業会運搬機 械部会流通設備委員会立体自動倉庫建築分科会,2005.7
- 16) A study of the duration of strong earthquake ground motion, Bulletin of the Seismological Society of America, Vol.65, No.3, pp.581-626, 1975.6

付録 既往モデルとの比較

多くの既往の研究では, Fig. a-1 に示すように積荷を剛体として おり, さらに Fig. a-2 に示すように腕木-パレット間のスリップ 要素を動摩擦係数のみとしたバイリニアとしたモデル (RD モデル) ^{例えば 3}により検討を行っている。そこで静摩擦係数および動摩擦係 数,積荷の振動が滑動に影響する感度を解析的に検討する。具体的



には Table a - 1 に示すように,積荷を剛体 (R) および振動体 (V) とした 2 ケースと,各ケースに対しスリップ要素の摩擦係数を動摩 擦係数のみとした場合 (D) および静摩擦係数と動摩擦係数を考慮 する場合 (S) の合計 4 ケースの結果を比較する。Fig.5 で提案した 荷すべり解析モデルは VS モデルである。なおスリップ要素の摩擦 係数を動摩擦係数のみとした場合 (D) の μ_a は 0.17 とし,積荷の滑 動時の水平力 Q_a は $\mu_a M_g$ とした。また,初期剛性,除荷時剛性は提 案した荷すべり解析モデルの k_{si} と同値とした。

Fig. a-3 に実験結果最大荷すべり変位 $e\delta_{max} - シミュレーション$ 最大荷すべり変位 $a\delta_{max}$ 関係を示す。全体的に実験結果との良好な 対応を示しているのは VS モデルである。剛体モデルの場合 RD モ デルおよび RS モデル共に、 $e\delta_{max}$ が 0~100mm および 300mm 以 降の対応が良好ではない。これに対して、振動体モデルでは VD モ デルおよび VS モデル共に、200mm までの対応は良好であるが、 VD モデルの場合 300mm 以降の対応が良好ではない。

Fig. a-4 に Fig.9 で示した実験における,各モデルでの&の時刻 歴波形を示す。RSモデルは滑動してはいるものの,各滑動タイミン グでの変位が他ケースと比較して小さく,実験結果との対応は良好



でない。摩擦係数を動摩擦係のみとした RD モデルおよび VD モデ ルでは、実験結果において積荷の滑動が生じていないタイミングで 滑動を生じている。また各積荷の滑動タイミングの変位が $e\delta_{max}$ に 影響を与えることが確認できる。 $e\delta_{max}$ のみに着目すると、VD モデ ルの値は実験結果と良好な対応を示している。しかし変位波形を含 めて良好な対応を示すケースは VS モデルである。

以上の結果から、全体的な傾向として VS モデル以外の結果は実験結果の $e\delta_{max}$ よりも大幅に小さな値となる場合があり、最大荷すべり変位を危険側に評価してしまう。