T2R2 東京工業大学リサーチリポジトリ
Tokyo Tech 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)	安川真知子, 高木政美, 北村春幸, 佐藤大樹, 松田頼征
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
権利情報	日本建築学会

Powered by T2R2 (Tokyo Institute Research Repository)

Journal of Structural Engineering, Vol.64B, March 2018
構造工学論文集 Vol.64B (2018 年 3 月)
Architectural Institute of Japan
日本建築学会

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 2),3)]，免震化する方法[例えば 4),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 [3]は耐震および制振ラック，竹内ら [5]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 [6]。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 [6)]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(4 WS)，4 段シュリンク巻き無し(4 NS) 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 ${}_pA_{max}$－積荷の等価振動数 ${}_cf$ 関係を示す。4 段積み（${}_cL$=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，${}_cf$ は 2～3 Hz の範囲内にあることを確認した。Fig.2 に ${}_pA_{max}$－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 ${}_e\mu_s$ と平均有効動摩擦係数 ${}_e\mu_{d_ave}$ の関係を Fig.3 に示す。シュリンク巻きの有無によらず，${}_e\mu_s$ は概ね 0.4～0.6 の範囲内，${}_e\mu_{d_ave}$ 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。

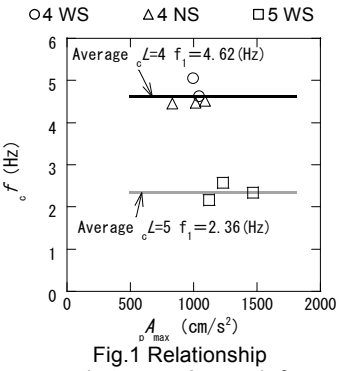


Fig.1 Relationship between ${}_pA_{max}$ and ${}_cf$

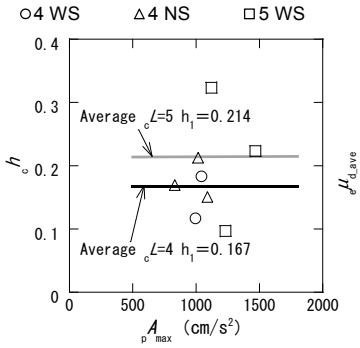


Fig.2 Relationship between ${}_pA_{max}$ and ${}_ch$

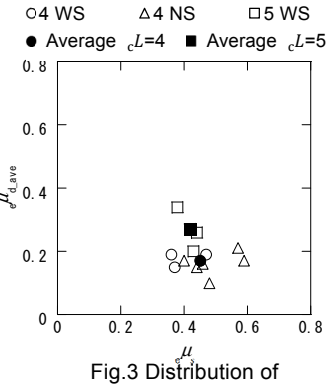


Fig.3 Distribution of ${}_e\mu_s$ and ${}_e\mu_{d_ave}$

２．２ 積荷の落下判定法

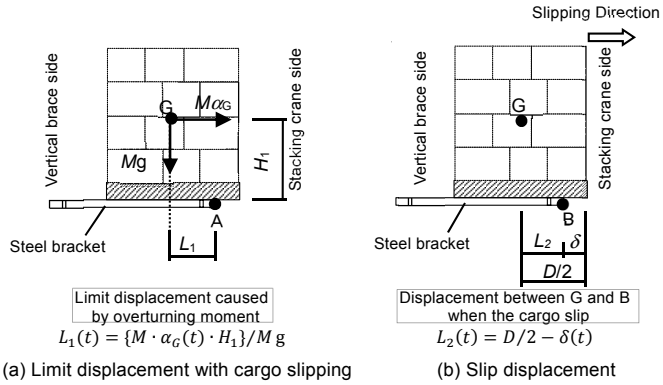
荷すべりモードを対象とし，既報 [6]で提案した落下判定方法を Fig.4 に示す。Fig.4(a)は腕木端部位置に対する積荷の転倒限界を示す図である。積荷の質量M，重心高さH_1，積荷の応答加速度α_Gにより，転倒の条件となる積荷加速度から求まる転倒限界の位置 A と積荷重心位置 G の距離 L_1 が逆算できる。Fig.4(b)は荷すべり時の積荷状態を表した図で，荷すべり時の積荷重心位置 G と初期状態のパレット端部位置 B の距離 L_2 が，腕木端部からの荷すべり変位 δとパレット幅 $D/2$ から求まることを示している。荷すべり時の腕木端部と積荷重心間の変位 L_2 が落下限界 L_1 を下回った場合（$L_2(t) < L_1(t)$）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 M_1：積荷質量，h_1：積荷部分の減衰定数，k_1：積荷部分のバネ定数，M_2：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 ${}_ch$ 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_1 は ${}_cf$ から求めたバネ定数，k_1＝460N/mm とした。減衰定数は h_1＝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，



(a) Limit displacement with cargo slipping (b) Slip displacement

【Fall conditions】 $L_2(t) < L_1(t)$

M : Mass of cargo and palette	D : Width of palette
g : Gravitational acceleration	G : Center of gravity
α_G : Acceleration at cargo's and palette's center of gravity	
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$\pm Q_d$ 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_sから Q_d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。

$$\tilde{\mu}(t) = \mu_s(t)\cdot\Omega(s) + \mu_d(t)\cdot\{1-\Omega(s)\} \quad (0 < s < l) \qquad (1)$$

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。$\Omega(s)$は重み関数であり，式(2)で表される。

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

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 [6]。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 L_1および L_2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 3]等との比較を付録に示す。

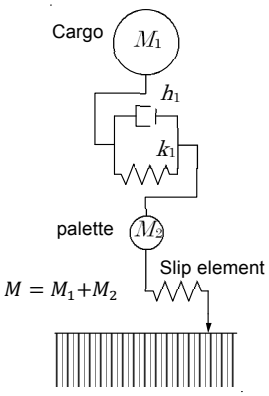


Fig.5 Proposed model【 VS model 】

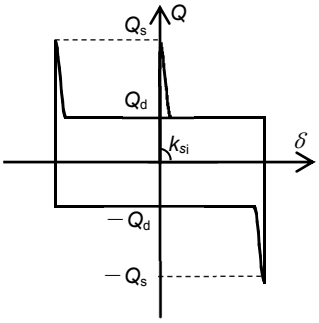
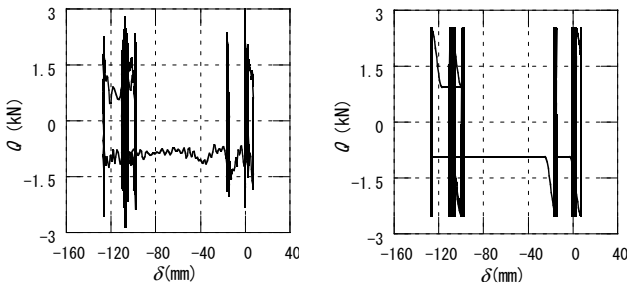
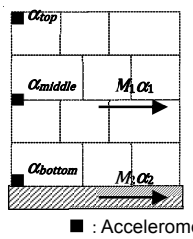


Fig.6 Hysteresis of static friction model



(a) Experiment　　(b) Analysis

Fig.7 Relationship between δ and Q
(Comparison of experiment and analysis)
【 4 WS El Centro Wave 】



$$Q(t) = M_1\alpha_1(t) + M_2\alpha_2(t)$$

$$\alpha_1(t) = \{\alpha_{top}(t) + \alpha_{middle}(t) + \alpha_{bottom}(t)\}/3$$

Q : Horizontal force
M_1 : Mass of cargo
M_2 : Mass of palette
α_1 : Acceleration at cargo's center of gravity
α_2 : Acceleration at palette's center of gravity

Fig.8 Calculation of horizontal force

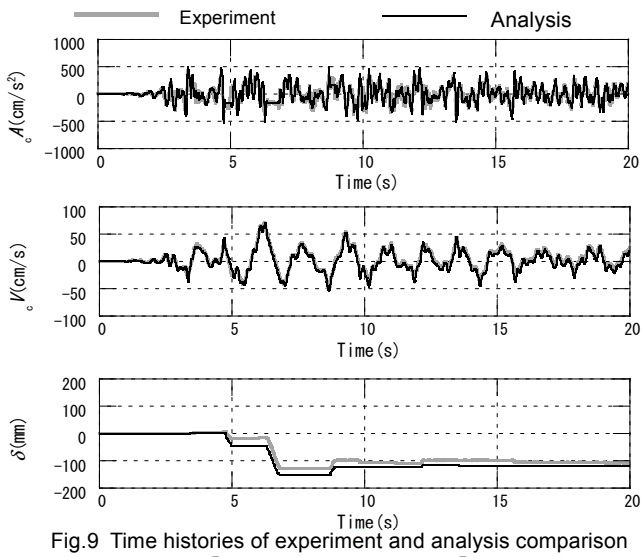


Fig.9 Time histories of experiment and analysis comparison
【 4 WS El Centro Wave 】

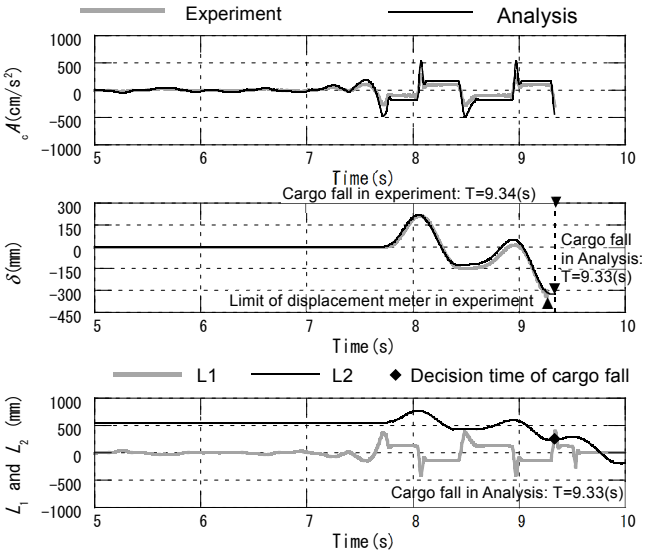


Fig.10 Time histories of experiment and analysis comparison
【 4 NS Kobe Wave 】

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Δt_cとΔt_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 $_d\alpha_s$は，静摩擦係数をμ_sとして式(3)で表される。

$$_d\alpha_s = \mu_s g \tag{3}$$

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$_bA(t)$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 $_c\alpha_s$が予測できる。式(4)に示すように $_c\alpha_s$が $_d\alpha_s$を超える場合，積荷の滑動が開始すると判定できる。

$$_c\alpha_s > {}_d\alpha_s \tag{4}$$

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。

$$W_e + W_{slide} + W_h = {}_cE \tag{5}$$

W_e：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_h：パレットから上の積荷の減衰エネルギー

$_cE$：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。

$$W_{slide} + W_h = {}_cE \tag{6}$$

$_cE$ 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。

$$_cE = \frac{1}{2} M \, {}_cV_E{}^2 \tag{7}$$

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 $_cE$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 $_cE_D$と呼ぶこととする。 $_cE_D$（$= {}_cE - W_h$）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。

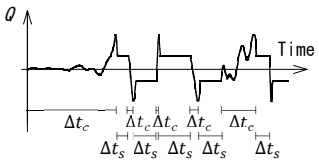
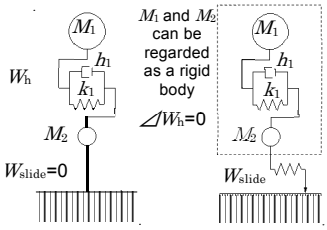
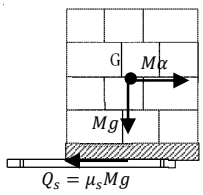


Fig.11 During cargoes slip or not in the time history of horizontal force



(a) During Δt_c (b) During Δt_s

Fig.12 Cargoes model during Δt_c and Δt_s



M : Mass of cargo and palette
g : Gravitational acceleration
α : Acceleration at cargo's center of gravity
Q_s : Static friction force
μ_s : Static friction coefficient
G : Center of gravity

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

$$W_{slide} = {}_cE - W_h = {}_cE_D \tag{8}$$

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_d：動摩擦係数μ_dによる積荷滑動時の水平力

n_1：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。

$$Q_d = \mu_d Mg \tag{10}$$

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，${}_cE_D$が求められると，式(11)から δ_{max}が予測可能となる。${}_cE_D$を得るためには ${}_cV_E$とW_hの評価が必要となる。なお，${}_cV_E$については 4.3.2 項，${}_cE_D$および ${}_cE_D$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 ${}_cV_E$から ${}_cE$が求まる。W_hが ${}_cE_D$ 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 ${}_cE_D$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 $L_1(t)$ と $L_2(t) = D/2 - \delta_{max}$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。

4． 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

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[14]。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 ${}_{er}T_1$(0.55s)と積荷満載時の 1 次固有周期 ${}_rT_1$(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M_1を 376kg，パレット質量M_2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，${}_rT_2$＝0.38s ，${}_rT_3$＝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 ${}_rT_1$ 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 ${}_rT_1$ 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

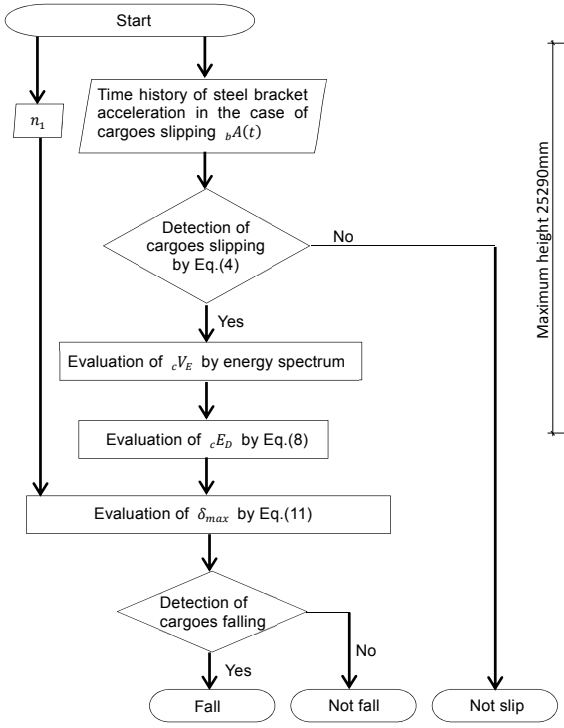


Fig.14 Flowchart of simple evaluation for cargo falling

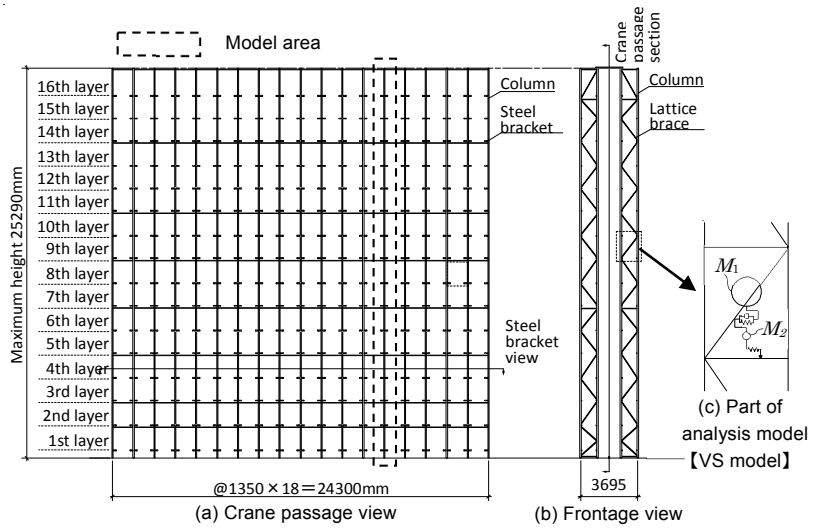


Fig.15 Plan and view of automated warehouse

Table 1 Steel size of automated warehouse

Member	Size	Grade
Column	□－125×75×2.3	STKR400
Latticed brace	ϕ－42.7×2.3	STK400
Tie beam	C－75×45×15×2.3	SS400

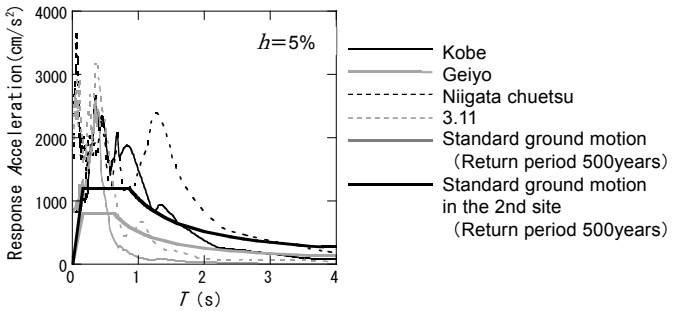


Fig.16 Acceleration response spectrum of input motion

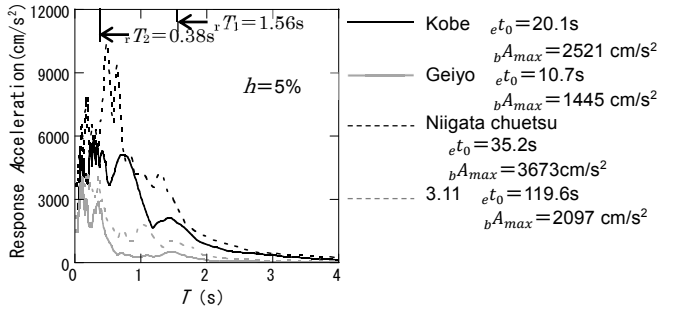


Fig.17 Acceleration response spectrum of steel bracket
【$_wR$=1.0 16th layer 】

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 塩竈，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，$_wR$ ＝ 1.0 の場合の 16 段目腕木における $_bA(t)$ 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 $_rT_1$ および $_rT_2$ 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 $_et_0$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，$_rT_1$ および $_rT_2$ 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，$_wR$ ＝ 0.2 の場合，Fig.18(b)に神戸波，$_wR$ ＝ 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 $_rW_h$と積荷による消費エネルギー $_cE$（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，$_wR$ ＝ 0.2 の場合 2.2mm，神戸波，$_wR$ ＝ 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，$_cE/E$は小さく，

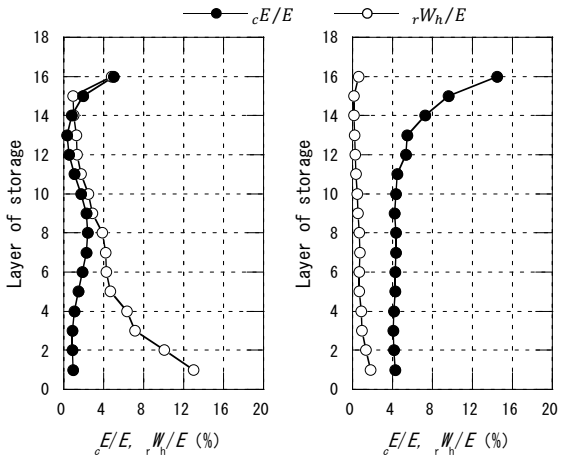


Fig.18 Energy distributions of $_cE/E$ and $_rW_h/E$

$_rW_h/E$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，$_cE/E$は非常に大きくなり，$_rW_h/E$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，$_wR$ ＝ 1.0 の場合の 16 段目，Fig.21 に 3.11 波，$_wR$ ＝ 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 $_cA$が徐々に増大し，$_cA$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，$\mu_s g$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_s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}

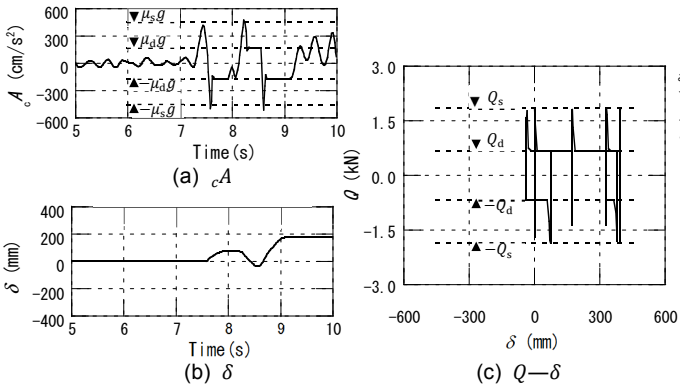


Fig.19 Time histories of response【$_wR$=1.0 7th layer Kobe 】

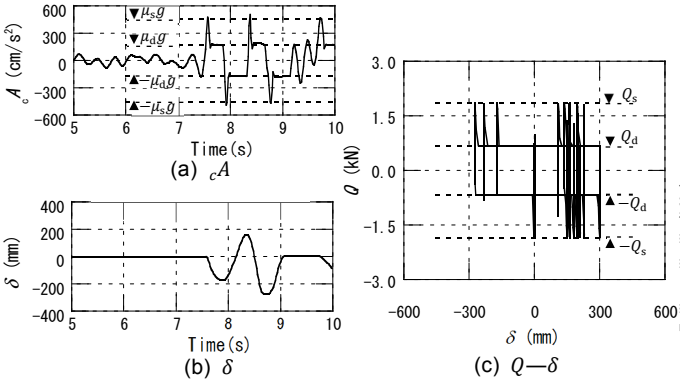


Fig.20 Time histories of response【$_wR$=1.0 16th layer Kobe 】

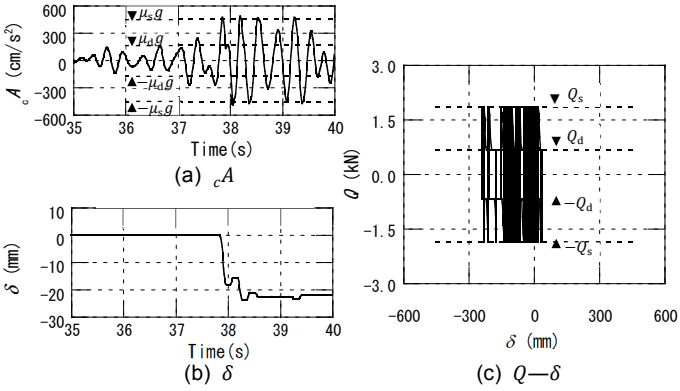


Fig.21 Time histories of response【$_wR$=1.0 16th layer 3.11 】

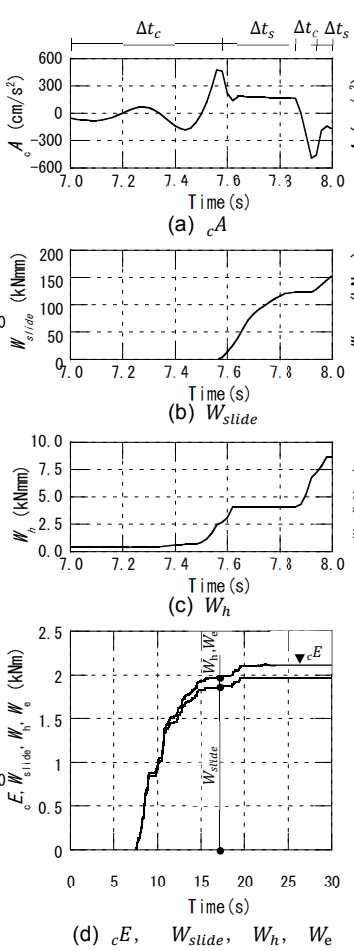


Fig.22 Time histories of energy 【$_wR$=1.0 16th layer Kobe 】

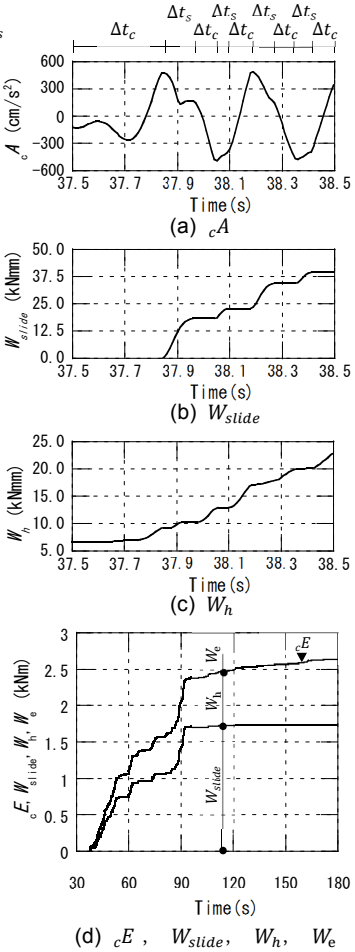


Fig.23 Time histories of energy 【$_wR$=1.0 16th layer 3.11 】

が増えることはない。またW_h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W_{slide}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 W_hの割合が増大する。解析終了時点での $_cE$ に対する W_h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 $_et_0$ に対する Δt_cの合計$\sum\Delta t_c$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_c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。ここで $_et_0$は，腕木応答加速度時刻歴の振幅二乗累加値を時々刻々求めた上で，それらを波形全長での振幅二乗累加値で除して基準化することにより振幅二乗累加曲線を求め，その値が 0.05～0.95 に至る時間[16]とした。

Fig.24 に各地震波において $_wR$ = 1.0 の場合の，16 段，13 段，10 段，7 段目における最大荷すべり変位 δ_{max} − $_cE_D$/ $_cE$関係を示す。δ_{max}が十分に小さい場合， $_cE_D$/ $_cE$の値は 0 であるが，δ_{max}が大きくなると $_cE_D$/ $_cE$の値が増大し， $_cE$ − $_cE_D$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。

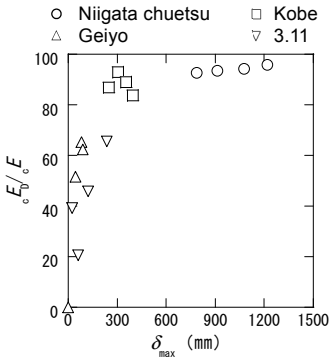


Fig.24 Relationship between δ_{max} and $_cE_D/_cE$【$_wR$ = 1.0 】

4.3　簡易法の前提条件および諸元の設定

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 $_cV_E$， $_cE_D$，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 ${}_wR$=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 ${}_cT$ =0.22 における ${}_c\alpha_s$が${}_d\alpha_s$＝450.8cm/s² を超えていれば滑動開始，${}_d\alpha_s$以下ならば滑動無しと判定される。図から ${}_wR$ = 0.4, 0.6 の場合は滑動開始，${}_wR$ = 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${}_d\delta_s$を初期剛性 k_{si} を用いて求めた ${}_d\delta_s$ = 0.0525mm を用いて，$\delta_{max} >$ ${}_d\delta_s$の場合を滑動開始，$\delta_{max} \leq$ ${}_d\delta_s$の場合を滑動無した。これにより ${}_wR$ = 0.4，0.6 の場合は滑動開始，${}_wR$ = 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$\delta_{max}-{}_c\alpha_s$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 ${}_cV_E$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 ${}_cV_E$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 ${}_wR$ = 1.0 の場合の${}_bA(t)$により求めたエネルギースペクトル ${}_cV_E$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 ${}_rT_1$ と共振しており，${}_rT_1$ 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。

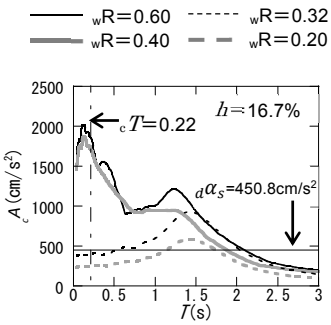


Fig.25 Acceleration response spectrum
【13th layer Kobe 】

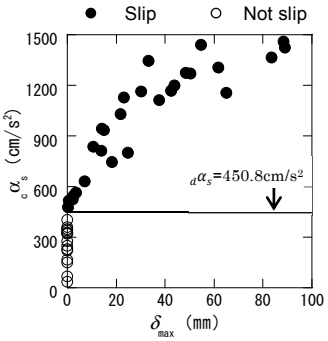


Fig.26 Result of cargo slipping start decision (Relationship between $\delta_{max}-{}_c\alpha_s$)

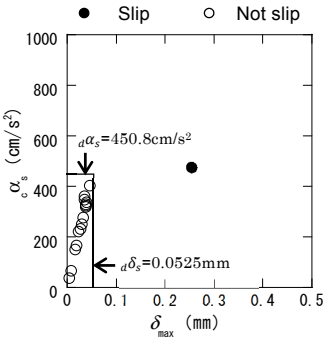


Fig.27 Enlarged figure of Fig.26

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$\alpha_G(t) = \mu_d g$とした場合のδ_{fall} =444mm 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 ${}_TR$ 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$Q_d = \mu_d Mg$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，${}_wR$ =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 ${}_TR$=0.4～1.6 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 ${}_aV_E-V_{E_fall}$関係を示す。${}_TR$ によらず，V_{E_fall}は ${}_aV_E$の増分傾向を予測できている。しかし ${}_TR$ =0.4～1.6 倍のV_{E_fall}は，${}_aV_E$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

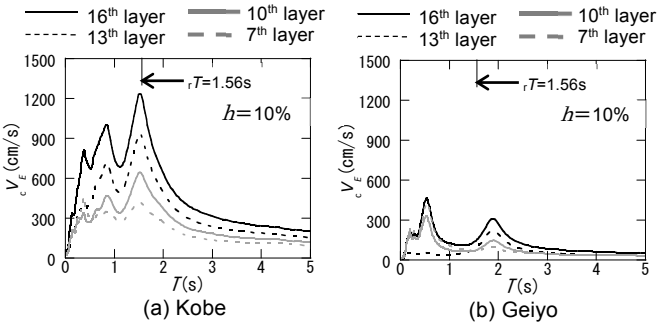


Fig.28 Energy spectrum (Cargo position comparison)

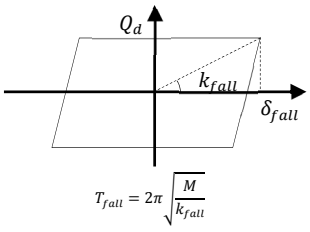


Fig.29 Calculation of T_{fall}

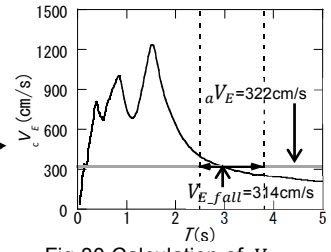


Fig.30 Calculation of V_{E_fall} and comparison V_{E_fall} and ${}_aV_E$
【${}_wR$=1.0 16th layer Kobe ${}_TR$=0.6～0.4 】

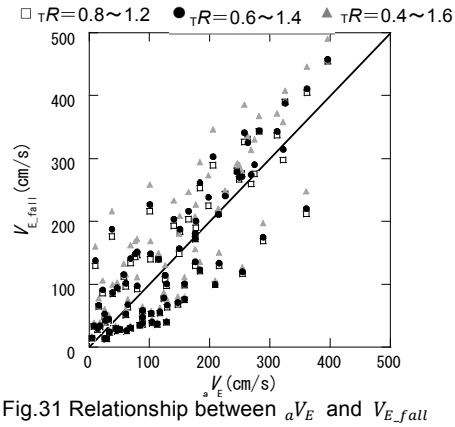


Fig.31 Relationship between ${}_aV_E$ and V_{E_fall}
(${}_TR$ comparison)

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${}_{T}R$=0.6～1.4 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 ${}_{c}E_D$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${}_{c}E_D$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。

$$ {}_{c}E_D = \frac{{}_{c}E}{\left(1+3h_s+1.2\sqrt{h_s}\right)^2} \tag{12} $$

一方，4.2 節においてδ_{max}が大きくなると${}_{c}E_D/{}_{c}E$の値が大きくなることを確認した。そこで本論文では，${}_{c}E-{}_{c}E_D$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${}_{c}E$にΔt_cでの入力エネルギー${}_{c}E_c$を用いる。積荷が滑動しない場合は，${}_{c}E_D$=0 となるため，W_h= ${}_{c}E$で表される。

$$ W_h = \begin{cases} \left(1-\dfrac{1}{\left(1+3h_s+1.2\sqrt{h_s}\right)^2}\right){}_{c}E_c & , \ {}_{c}\alpha_s > {}_{d}\alpha_s \\ {}_{c}E & , \ {}_{c}\alpha_s \le {}_{d}\alpha_s \end{cases} \tag{13} $$

なお${}_{c}E_c$は，${}_{c}E$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。

$$ {}_{c}E_c = \beta_c \frac{{}_{d}\alpha_s}{{}_{c}\alpha_s}\,{}_{c}E \tag{14} $$

そのため，${}_{c}E_D$ は W_h を用いて式(15)で表される。

$$ {}_{c}E_D = {}_{c}E - W_h $$

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

式(8)により${}_{c}E_D$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${}_{c}E_D$との整合を確認する。なお${}_{c}E_D$算出用の${}_{c}E$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，${}_{c}E_D/W_{slide}-\delta_{max}$関係を示す。荷すべり変位が大きい$\delta_{max}$>200mm の${}_{c}E_D$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n_1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${}_{w}R$を変動させた場合(${}_{w}R$ =0.2～1.0)の，16 段，13 段，10 段，7 段目における地震継続時間${}_{e}t_0$－ n_1関係を示す。なお，図にはδ_{max}>100mm 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${}_{e}t_0$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。

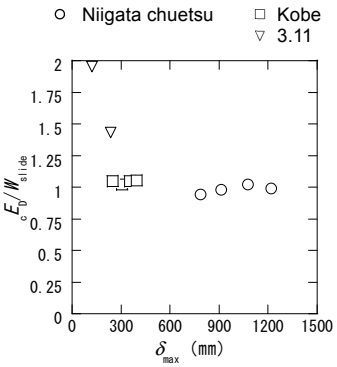


Fig.32 Relationship between δ_{max} and ${}_{c}E_D/W_{slide}$
【${}_{w}R$ = 1.0 δ_{max}>100mm 】

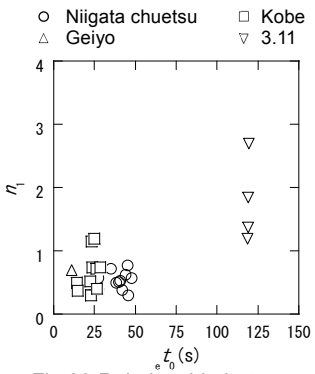


Fig.33 Relationship between ${}_{e}t_0$ and n_1
【 δ_{max}>100mm 】

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$\delta_{max}$>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

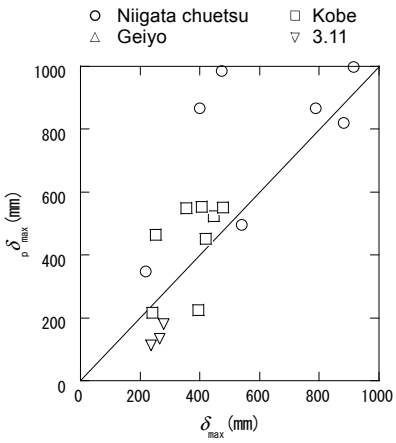


Fig.34 Relationship between δ_{max} and ${}_{d}\delta_{max}$【 δ_{max}>200mm 】

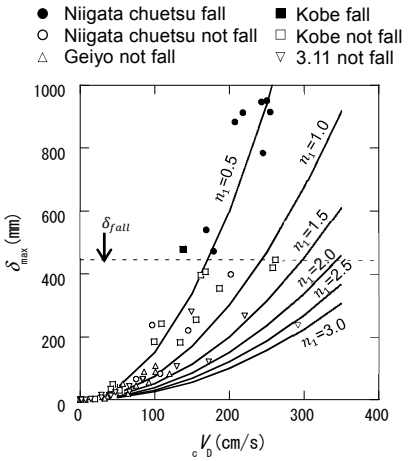


Fig.35 Relationship between $_cV_D$ and δ_{max} (Comparison of n_1)

な積荷の滑動を生じていない場合，V_{E_fall}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。

$_cE_D$の速度換算値を $_cV_D$（$_cE_D = 1/2 \cdot M\ {}_cV_D{}^2$）とし，Fig.35 に解析結果における $_cV_D - \delta_{max}$関係と簡便法による $_cV_D - \delta_{max}$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 $_cV_D$ 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 $_cV_D$ は小さい。このことは，n_1の大きい 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） 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μ_sg 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 $_cV_E$，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n_1，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

1） 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
10） 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

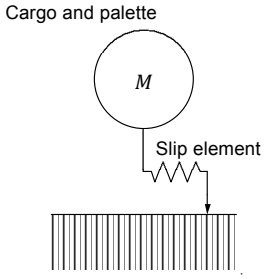


Fig. a－1 Conventional model
【RD model】

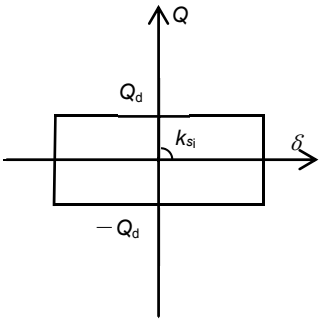


Fig. a－2 Hysteresis of dynamic friction model

Table a－1 Case of cargo

No.	Name	Cargo	Slip element
1	RD model	R	D
2	RS model	R	S
3	VD model	V	D
4	VS model	V	S

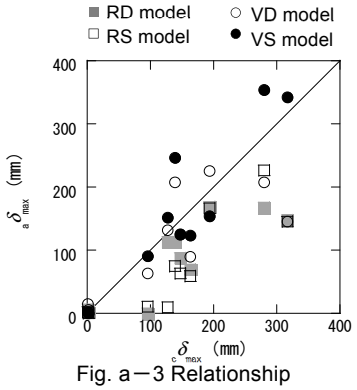


Fig. a－3 Relationship between $_{e}\delta_{max}$ and $_{a}\delta_{max}$

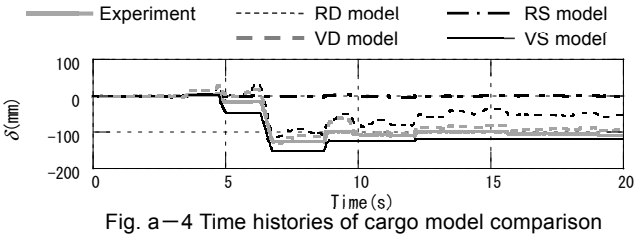


Fig. a－4 Time histories of cargo model comparison
【$_{c}L$ =4 WS El Centro Wave】

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_dは 0.17 とし，積荷の滑動時の水平力 Q_d は$\mu_d Mg$ 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δ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。