

投稿論文(和文論文)
PAPER

地盤破壊を考慮したクレーン車の転倒条件解析

深川良一*・室 達朗**・
加藤祐理***・森田悠紀雄****

地盤が堅固な場合と破壊する可能性がある場合のクレーン車の転倒条件を明らかにした。地盤破壊の可能性がある場合は、地盤の支持特性を指数分布曲線式で表現し、数値計算によりほぼリアルタイムに地盤破壊の危険度が指定できることを示した。さらに、実際のクレーン車を想定し、降伏支持力、旋回体回転角、ブーム角などがクレーン車の転倒条件に及ぼす影響を定量的に明らかにした。

Key Words : truck crane, ground failure, overturning, numerical analysis, plate loading test

1. 序 論

この数年、大型の移動式クレーンの転倒による死亡事故が相次ぎ社会問題化した。現在、3t以上のクレーンすべてに取付けが義務づけられている「過負荷防止装置(モーメントリミッタ)」等、規格で定められた安全装置はいくつかあるが、転倒、吊り荷落下等の事故は後をたたく、まだまだ安全に対しては多くの課題が残っている。安全性向上にとっての今後の大きな課題の一つとして、現場の地盤破壊の可能性を考慮に入れた転倒防止装置が挙げられる。

本研究では、これらの問題に関して、地盤破壊を考慮したクレーン車の転倒条件について解析を行い、どのような状況で転倒が始まるか明らかにし、クレーン車の転倒防止対策に資することを目的とした。そのため、まず、地盤が堅固な場合と地盤破壊する可能性がある場合に分け、各々の場合におけるクレーン車の一般的な転倒条件を明らかにした。地盤破壊の可能性がある場合、転倒条件に地盤の支持特性を考慮する必要がある。そこで、平板載荷における荷重～変位関係を指数分布曲線式で表し、載荷初期の段階からこの荷重～変位関係のある程度推定することができることを示した。この指数分布曲線式によりほぼリアルタイムに推定された降伏支持力に基づいて地盤破壊危険度を定義した。さらに、この地盤破壊危険度～変位関係への地盤条件などの影響を調べた。最後に、実際のクレーン車を想定し、降伏支持力、旋回体回転角、ブーム角などがクレーン車の転倒条件に及ぼす影響を定量的に明らかにした。

2. クレーン車の転倒条件

(1) クレーン車に作用する諸力のつりあい

ここでは実際に稼働しているクレーン車¹⁾を念頭において以下の解析を行った。図-1にクレーン車に作用する諸力と作用位置を示す。ここで、

W : 吊り荷重量

W_1 : 旋回体重量

W_2 : カウンタウェイト重量

W_3 : キャリア重量

W_4 : ブーム重量 (旋回中心から $0.45L$ の位置に作用²⁾)

L : ブーム長さ

l_1 : 旋回中心から旋回体重心までの距離

l_2 : 旋回中心からカウンタウェイト重心までの距離

l_3 : 旋回中心からキャリア重心までの距離

r_1 : アウトリガ張出幅

r_2 : 旋回中心から前アウトリガまでの距離

r_3 : 旋回中心から後アウトリガまでの距離

α : ブーム角度

θ : 旋回体回転角度

R_1, R_2, R_3, R_4 : 支点反力

である。まず、図-2のように、A-A'断面とB-B'断面に分けて力およびモーメントのつりあいを考える。つりあい状態にあるとき、A-A'断面については以下の式が成立する。

$$R_A + R_B = W + W' \dots\dots\dots (1)$$

$$2r_1 R_A = (r_1 - L_a \cos \alpha) W + (r_1 + l_a) W_1 + (r_1 + l_{2a}) W_2 + r_1 W_3 + (r_1 - 0.45 L_a \cos \alpha) W_4 \dots (2)$$

B-B'断面についても同様に、

$$R_C + R_D = W + W' \dots\dots\dots (3)$$

$$r_4 R_C = (r_2 - L_b \cos \alpha) W + (r_2 + l_b) W_1 + (r_2 + l_{2b}) W_2 + (r_2 - l_b) W_3 + (r_2 - 0.45 L_b \cos \alpha) W_4$$

*正会員 工博 愛媛大学助教授 工学部土木海洋工学科 (〒790 松山市文京町3)

**正会員 工博 愛媛大学教授 工学部土木海洋工学科

***正会員 基礎地盤コンサルタンツ (株) 関西支社

****正会員 基礎地盤コンサルタンツ (株) 関西支社長

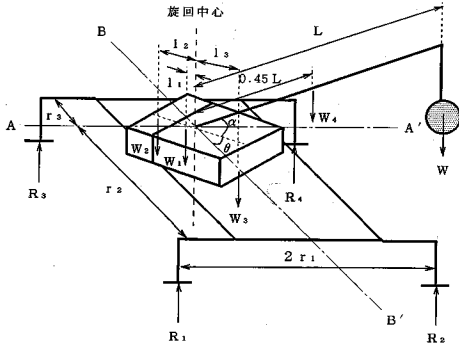


図-1 クレーン車に作用する諸力と作用位置

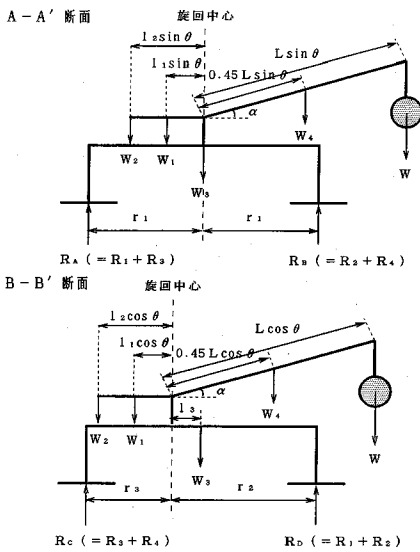


図-2 A-A', B-B'断面におけるモーメントの釣合

$$\dots\dots\dots(4)$$

となる。ただし、

$R_A=R_1+R_3$, $R_B=R_2+R_4$, $R_C=R_3+R_1$, $R_D=R_1+R_2$, $r_A=r_2+r_3$, $W'=W_1+W_2+W_3+W_4$, $L_a=L\sin\theta$, $l_{1a}=l_1\sin\theta$, $l_{2a}=l_2\sin\theta$, $L_b=L\cos\theta$, $l_{1b}=l_1\cos\theta$, $l_{2b}=l_2\cos\theta$ である。

上式より支点反力 R_A , R_B , R_C , R_D は、

$$R_A = \{(r_1 - L_a \cos\alpha) W + (r_1 + l_{1a}) W_1 + (r_1 + l_{2a}) W_2 + r_1 W_3 + (r_1 - 0.45 L_a \cos\alpha) W_4\} / 2r_1 \dots\dots(5)$$

$$R_B = \{(r_1 + L_a \cos\alpha) W + (r_1 - l_{1a}) W_1 + (r_1 - l_{2a}) W_2 + r_1 W_3 + (r_1 + 0.45 L_a \cos\alpha) W_4\} / 2r_1 \dots\dots(6)$$

$$R_C = \{(r_2 - L_b \cos\alpha) W + (r_2 + l_{1b}) W_1 + (r_2 + l_{2b}) W_2 + (r_2 - l_3) W_3 + (r_2 - 0.45 L_b \cos\alpha) W_4\} / r_4 \dots\dots(7)$$

$$R_D = \{(r_3 + L_b \cos\alpha) W + (r_3 - l_{1b}) W_1 + (r_3 - l_{2b}) W_2 + (r_3 + l_3) W_3 + (r_3 + 0.45 L_b \cos\alpha) W_4\} / r_4 \dots\dots(8)$$

となる。

(2) 地盤が堅固な場合の転倒条件

地盤が堅固な場合は、クレーン車の転倒は、力のモーメントのつりあいが満足されるかどうかのみに依存する。したがって、図-2のA-A'断面について、式(2)より、

$$2r_1 R_A \geq (r_1 - L_a \cos\alpha) W + (r_1 + l_{1a}) W_1 + (r_1 + l_{2a}) W_2 + r_1 W_3 + (r_1 - 0.45 L_a \cos\alpha) W_4 \dots\dots(9)$$

同様に図-2のB-B'断面について、式(4)より、
 $r_4 R_C \geq (r_2 - L_b \cos\alpha) W + (r_2 + l_{1b}) W_1 + (r_2 + l_{2b}) W_2 + (r_2 - l_3) W_3 + (r_2 - 0.45 L_b \cos\alpha) W_4 \dots\dots(10)$

となる。転倒が始まるとき、 $R_A=0$, $R_C=0$ と考えると、転倒条件は以下ようになる。

A-A'断面について、式(9)より

$$L_a \cos\alpha (W + 0.45 \cdot W_4) \geq W r_1 + r_1 W + l_{1a} W_1 + l_{2a} W_2 \dots\dots(11)$$

B-B'断面について、(10)式より

$$L_b \cos\alpha (W + 0.45 W_4) + l_3 W_3 \geq W r_2 + l_{1b} W_1 + l_{2b} W_2 + r_2 W \dots\dots(12)$$

(3) 地盤が破壊する場合の転倒条件

地盤破壊の可能性がある場合は、力のモーメントがつりあっていても地盤の支持力が小さければ、クレーン車は不安定となり転倒が始まる。地盤の支持力が十分か否かの判定は、載荷重が地盤の降伏荷重より小さいか否かで判断することが妥当である。したがって、 P_y を降伏荷重とすれば以下のように場合分けできる。

a) ある支点のみが降伏する場合 (R_2 を例にとる)

降伏荷重 P_y が図-1における支点反力 R_2 より小さいと転倒が起こる。また、転倒が始まるとき、 R_2 の対角における $R_3=0$ を考慮すれば次式が成り立つ。

$$P_y \leq R_2 = R_B - R_C$$

よって、転倒条件は以下ようになる。

$$(r_1 r_4 + 2r_1 L_b \cos\alpha + r_4 L_a \cos\alpha) W + r_1 r_4 W' + 2r_1 l_3 W_3 + (0.9r_1 L_b \cos\alpha + 0.45r_4 L_a \cos\alpha) W_4 \geq 2r_1 r_2 W + (2r_1 l_{1b} + r_4 l_{1a}) W_1 + (2r_1 l_{2b} + r_4 l_{2a}) W_2 + 2r_1 r_2 W' + 2r_1 r_4 P_y \dots\dots(13)$$

b) 車体長側に転倒する場合 (R_3 , R_4 が同時に降伏する場合)

降伏荷重 P_y が支点反力 R_3 , R_4 より小さいと転倒が起こる。したがって、次式が成り立つ。

$$2P_y \leq R_B$$

よって、転倒条件は以下ようになる。

$$(L_a \cos\alpha + r_1) W + 0.45 L_a \cos\alpha W_4 + r_1 W' \geq l_{1a} W_1 + l_{2a} W_2 + 4r_1 P_y \dots\dots(14)$$

c) 車体幅側に転倒する場合 (R_1 , R_2 が同時に降伏する場合)

降伏荷重 P_y が支点反力 R_1 , R_2 より小さいと転倒が起こる。したがって、次式が成り立つ。

$$2P_3 \leq R_D$$

よって、転倒条件は以下になる。

$$(L_b \cos \alpha + r_3) W + l_3 W_3 + 0.45 L_b \cos \alpha W_1 + r_3 W' \geq l_{10} W_1 + l_{20} W_2 + 2r_4 P_3, \dots (15)$$

3. 平板載荷における荷重～変位関係の推定

クレーンの転倒条件を考える際、地盤の破壊する可能性があれば、その地盤の支持特性を推定する必要がある。ここでは、平板載荷における荷重～変位関係を以下に述べる指数分布曲線式で表し、載荷初期の応答からこの荷重～変位関係がある程度推定できることを示した。

(1) 解析方法

宇都・冬木・桜井²⁾が杭の載荷試験結果を整理するために採用した次式によってアウトリガ載荷部における荷重～変位関係を推定した。

$$p = p_{\max} (1 - \exp(-s/\delta_s)) \dots (16)$$

ここに、 p ：載荷圧力、 p_{\max} ：極限支持力、 s ：変位、 δ_s ：形状係数である。降伏支持力 p_v は $s = \delta_s$ のときの載荷圧力として定義される。式(16)は指数分布曲線として知られるが、平板載荷試験における荷重～変位曲線や標準貫入試験における打撃回数～累計貫入量曲線など多数の例についても定量的に表現できることが報告されている²⁾。

実測値を式(16)にあてはめるには、回帰モデルを次のようにおく。

$$p = p_{\max} (1 - \exp(-s/\delta_s)) + \varepsilon \dots (17)$$

ここに、 ε は誤差項である。

式(17)に n 個のデータをあてはめて整理すると残差平方和SSRは次式となる。

$$SSR = \sum_{i=1}^n [p_i - p_{\max} (1 - \exp(-s_i/\delta_s))]^2 \dots (18)$$

ここに p_i 、 s_i は i 番目の載荷圧力、変位データであることを示す。上式のSSRを最小になるように p_{\max} と δ_s を決定する方法は非線形最小2乗法となり、Newton法³⁾を用いて求めることができる。

$$f(x, y) = \frac{\partial SSR}{\partial x} = 0, \quad g(x, y) = \frac{\partial SSR}{\partial y} = 0$$

とする。ここに $p_{\max} = x$ 、 $\delta_s = y$ とおく。まず、 p_{\max} 、 δ_s の初期推定値 x_0 、 y_0 を設定する。各反復ごとに、次の連立線形方程式を解いて δx 、 δy を計算し、 $x_0 + \delta x$ 、 $y_0 + \delta y$ を x_0 、 y_0 に置きかえて、 δx 、 δy が十分小さくなるまで反復計算を続ける。

$$\begin{bmatrix} f_x(x_0, y_0) & f_y(x_0, y_0) \\ g_x(x_0, y_0) & g_y(x_0, y_0) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \delta x \\ \delta y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -f(x_0, y_0) \\ -g(x_0, y_0) \end{bmatrix}$$

ここに、 $f_x(x, y)$ 、 $f_y(x, y)$ は各々 f の x 、 y に関する偏微分である。 δx 、 δy が十分小さくなったときの x_0 、 y_0 の値が求める p_{\max} 、 δ_s である。

ここでは、まず、平板載荷における荷重～変位データの $(p_1, s_1) \sim (p_5, s_5)$ の載荷初期の5個のデータを式

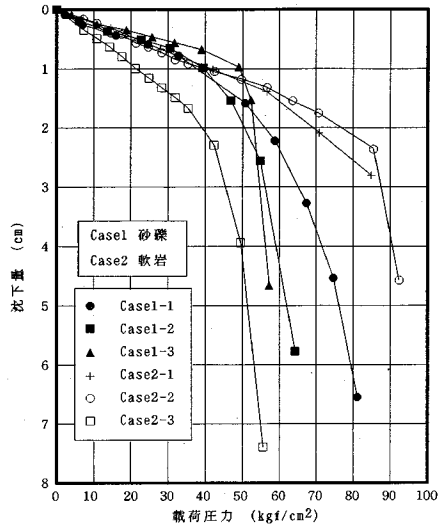


図-3 平板載荷試験における荷重～変位関係(文献4)のデータを一部再整理, 1kgf/cm²=98kN/m²)

(18)にあてはめ、初期推定値 x_0 、 y_0 を設定して反復計算し、 $p_{\max}(1)$ 、 $\delta_s(1)$ を推定する。次に、 $p_{\max}(1)$ 、 $\delta_s(1)$ を初期推定値 x_0 、 y_0 として、 $(p_2, s_2) \sim (p_5, s_5)$ の5個のデータを反復計算し、2番目の推定値 $p_{\max}(2)$ 、 $\delta_s(2)$ を推定する。以下、 $(p_3, s_3) \sim (p_7, s_7) \dots (p_{n-4}, s_{n-4}) \sim (p_n, s_n)$ とデータを5個づつ反復計算し、順に p_{\max} 、 δ_s を推定していく。降伏支持力 p_v のときの変位 s が δ_s となる。

(2) 初期推定値の設定

平板載荷における荷重～変位関係の推定には、 p_{\max} 、 δ_s の初期推定値 x_0 、 y_0 が必要である。

図-3⁴⁾は平板載荷試験で実測して得られた荷重～変位関係である。Case1-1~1-3は砂レキ層での実測値であり、Case2-1~2-3は軟岩での実測値である。これらの実測値のうちCase1-1について初期推定値 x_0 (p_{\max} の初期値)、 y_0 (δ_s の初期値)を系統的に変化させる一連の数値解析を行い、 p_{\max} の推定に与える影響を調べた。

図-4に x_0 の極限支持力 p_{\max} の推定に与える影響を示す。このとき y_0 は一定とおいている。横軸のサンプリングナンバーとは、最初の5組のデータに基づく数値計算を1とし、続くデータサンプリングおよび数値計算回数を時系列順に並べたものである。図-4における解析では、載荷板沈下量1.0mm毎にサンプリングを実施している。したがって、サンプリングナンバーと載荷板沈下量の関係は図のようになる。なお、後述する図-5、8のサンプリングナンバーと沈下量の関係も同様である。図-4から、 x_0 を変化させても p_{\max} の推定値にあまり差はなく、 p_{\max} の推定に与える影響は少ないということがわかる。

これらより、 p_{\max} の初期推定値 x_0 は予想される p_{\max} の

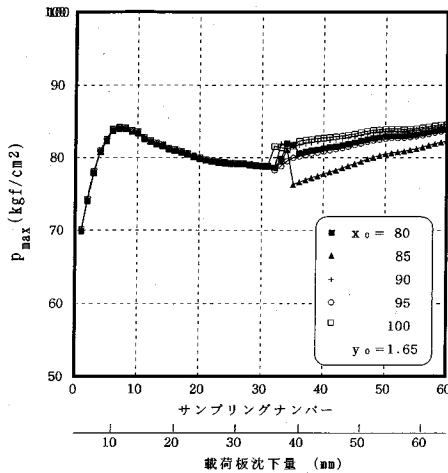


図-4 p_{max} の推定に及ぼす p_{max} の初期値の影響 ($1\text{kgf/cm}^2=98\text{kN/m}^2$)

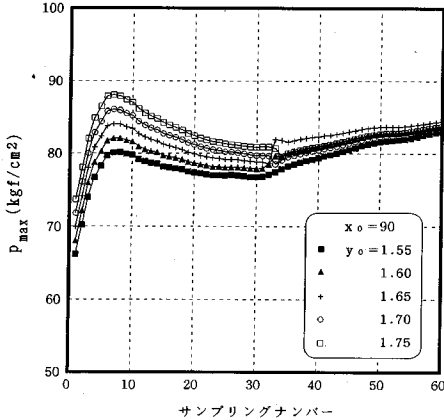


図-5 p_{max} の推定に及ぼす δ_s の初期値の影響 ($1\text{kgf/cm}^2=98\text{kN/m}^2$)

値を適当に設定すれば Newton 法により比較的容易に求めることができる。また、本章における平板載荷試験の結果の解釈に際しては、図式推定法⁹⁾より求められる p_{max} の値を初期値として設定した。

一方 δ_s の初期値 y_0 を変化させたときの応答の変化を図-5に示す。このとき x_0 は一定である。図-5から、 y_0 を変化させたときは p_{max} の推定値に多少差があり、 y_0 の与える影響は大きいことがわかる。このことは実際地盤での支持力の推定に悪影響を与えるので以下のような検討を加えた。

平板載荷試験で載荷板幅を4段階に変えて行った2種類の荷重～変位データ^{5),6)}を両対数グラフ上にプロットし、得られたバイリニアな関係における折点での変位 s を δ_s とし、 δ_s と載荷板幅 b の関係を調べた。このとき、載荷板長さは一定である。得られた δ_s と載荷板幅 b との関係を図-6に示す。これより、 δ_s は b にほぼ正比例の関係を示すことがわかる。これらの傾向は近藤ら

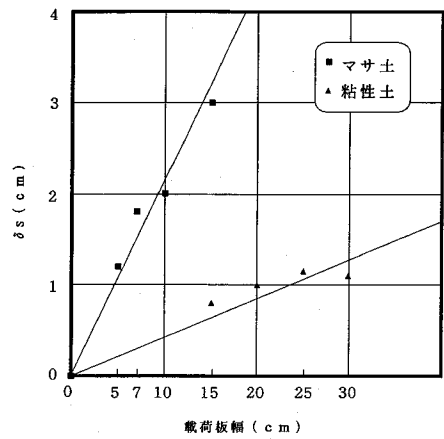


図-6 平板載荷試験における載荷板幅と δ_s の関係

(1987)⁷⁾によっても裏付けられている。

以上の結果より、 δ_s の初期推定値 y_0 の設定は、簡単に実施できる小さい載荷板で予備実験を行い、その荷重～変位データを両対数グラフ上にプロットして得られる δ_s より、任意の載荷板幅での δ_s を推定すれば良いことになる。また、本章における平板載荷試験の結果の解釈に際しては、その試験の荷重～変位データを両対数グラフにプロットして、バイリニアな関係の折点での変位 s を δ_s の値として設定した。

(3) サンプル間隔の設定

平板載荷における荷重～変位データを一定間隔の変位でサンプリングするものとする。サンプリング間隔を S_s とすると、 S_s を 0.5, 1.0, 1.5mm の3段階に変えて図-3の Case1-1について解析を行い、 p_{max} の推定に与える影響を調べた。

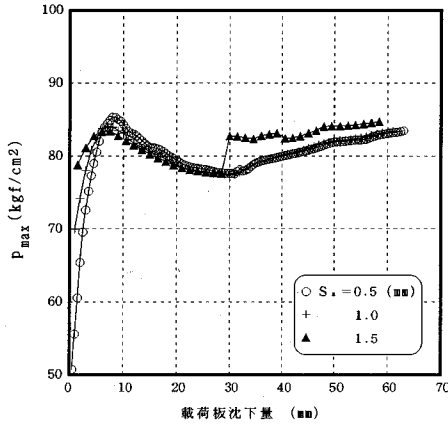
図-7にサンプリング間隔 S_s と p_{max} に与える影響との関係を示す。これより、 $S_s=1.5\text{mm}$ のときは、変位 3cm あたりで乱れが生じている。 $S_s=0.5\text{mm}$ のときは、乱れはないが、変位 10mm までの p_{max} の推定値の幅が広い、ということがわかる。よって、サンプリング間隔 S_s は 1.0mm に設定する。

また、サンプリング回数については、3.(1)で5個としているが、4, 5, 6個の3段階に変えて同じく、図-3の Case1-1について解析を行い、 p_{max} の推定に与える影響を調べた。

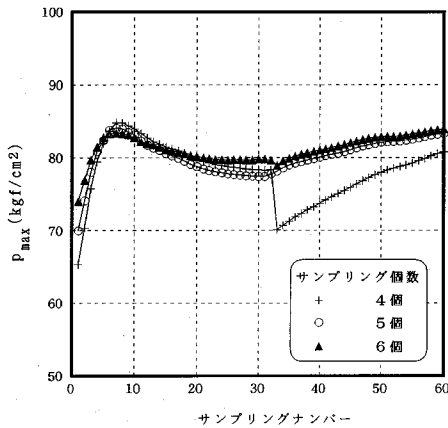
図-8にサンプリング回数と p_{max} に与える影響との関係を示す。これより、サンプリング回数が4個のときは、乱れが生じていることがわかる。5個および6個のときは結果にあまり差がない。よって、以下の解析でのサンプリング回数は5個と設定した。勿論以上の結果は使用したパソコンの能力に依存する。後述するように、リアルタイムに地盤の破壊に対する危険度を表示するということが次の重要な課題である。計算に用いるデータの組

表一 各種推定法による p_{max} の比較 (1kgf/cm²=98kN/m²)

Case No.		砂礫 (kgf/cm ²)		軟岩 (kgf/cm ²)	
		1-1	1-3	2-2	2-3
極限支持力	図式推定法	90	59	91	57
	双曲線法	103	60	168	97
	Van der Veen法	76	51	92	60
	p/s→0法	103	60	110	67
各 n ステップで推定された p_{max}	$p_{max}(1)$	70	113	75	50
	$p_{max}(10)$	83	110	114	61
	$p_{max}(20)$	80	84	124	65
	$p_{max}(30)$	79	74	115	62
	$p_{max}(40)$	82	70	110	61
	$p_{max}(50)$	84	-	-	62
	$p_{max}(60)$	84	-	-	64



図一七 p_{max} の推定に及ぼすサンプリング間隔の影響 (1kgf/cm²=98kN/m²)



図一八 p_{max} の推定に及ぼすサンプリング個数の影響 (1kgf/cm²=98kN/m²)

数が増えるほど推定される曲線は実測値に近くなるが、計算により時間がかかるためリアルタイム評価という意味ではマイナスになる。パソコンの能力が向上すれば、より多くのデータに基づいたより高速度・高精度の数値計算が可能となる。

(4) 収束条件の設定

平板載荷における荷重～変位関係の推定にあたり、 p_{max} , δ_s の良好な収束値を得るまで反復計算を続けるときの収束条件の設定について調べた。収束条件を変化させた種々の反復計算結果に基づき、収束条件は収束判定条件 $|f(x_0, y_0)| < 0.01, |g(x_0, y_0)| < 0.01$ を満たす場合とした。ただし、反復計算回数が 50 回を超えても収束しない場合があり、そうした場合は 20 回以降の計算に傾向の変化が見られなかったので反復計算回数が 20 回を超えた時点で計算を停止することとした。これらの事態は本解析中でもしばしば発生したが、幸いなことにある時点での推定結果が次回以降の解析に悪影響を及ぼす

ことは少なく、全体としては合理的な推定結果であった。データ組数を増やすことによって収束性は大幅に改善できるから将来的にはあまり問題になることはない判断している。

(5) 推定された極限支持力の評価

図一三の Case1-1, 1-3, 2-2, 2-3 について 3. (2) ~ (4) で設定した条件のもとで解析を行った。なお、Case 1-2 については Case1-1 に類似しており、また Case2-1 については最終段階まで荷重が行われておらずいかなる方法によっても p_{max} を推定することが困難であると判断されたため解析対象から除外している。サンプリングナンバー (1) ($(p_1, s_1) \sim (p_n, s_n)$) より推定される極限支持力を $p_{max}(1)$ とする。つまり $p_{max}(n)$ とは $(p_n, s_n) \sim (p_{n+4}, s_{n+4})$ のデータにより推定された p_{max} を表す。 $p_{max}(1) \sim p_{max}(n)$ と図式推定法、双曲線法、Van der Veen 法、P/S→0 法より求められた極限支持力を表一に示す。Case1-3, 2-2 で $p_{max}(50)$, $p_{max}(60)$ が得られていないのは対応した実測データがないためである。表一中の図式推定法から P/S→0 法までに対応する極限支持力は森田・笹尾 (1986)⁹⁾ によった。もとよりこれらの推定手法に付いても評価は定まっていないのが現状であるが、Case1-3 の場合を除けば、荷重初期の段階から他の極限支持力推定法より得られる極限支持力の値を概略的には推定し得ていることがわかる。よって、荷重初期の段階からある程度荷重～変位関係を推定することが可能であると判断できる。Case1-3 の場合は (図一三参照)、降伏後急速に破壊が進行しており、ここで採用した指数分布曲線でうまく表現できなかったために推定結果も思わしくなかったものと思われる。こうした荷重～変位曲線はどちらかといえば硬い締まった地盤で得られることが多いから、クレーン車の転倒を考える上で実際上問題は少ないかもしれない。

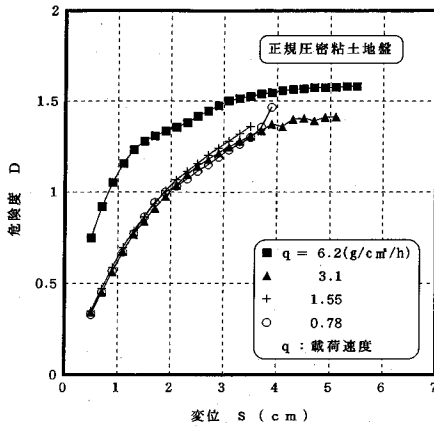


図-9 地盤破壊危険度 D ～変位 s 関係の一例 (正規圧密粘土地盤)

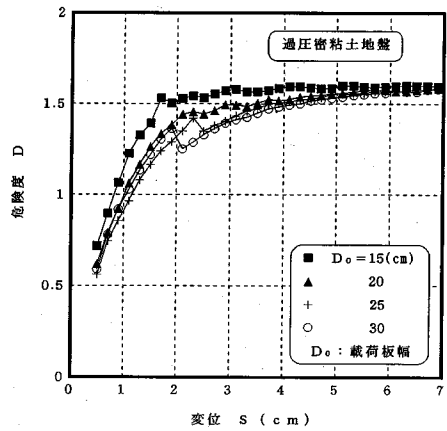


図-10 地盤破壊危険度 D ～変位 s 関係の一例 (過圧密粘土地盤)

4. 地盤破壊危険度の推定

推定された極限支持力より降伏支持力を求め、平板載荷途中の各時点での地盤破壊危険度の推定を行い、危険度～変位関係より地盤破壊危険度の推定に地盤条件等の与える影響を調べた。

(1) 解析方法

荷重～変位関係において、降伏支持力 p_y のときの変位 s が δ_s であるから、(16) 式より次式が成り立つ。

$$p_y = p_{\max} (1 - \exp(-1)) = 0.632 p_{\max} \quad \dots\dots\dots (19)$$

地盤破壊危険度 D は、平板載荷途中の各時点での載荷圧力と式 (19) より推定される降伏支持力との比率とする。よって、サンプリングナンバー (n) より求められる地盤破壊危険度 $D(n)$ の定義は次式となる。

$$D(n) = p_{n+1} / p_y(n) \quad \dots\dots\dots (20)$$

サンプリングナンバー (1) より順に、3. (1) の解析方法から推定される p_{\max} より p_y を求め、得られた各時点での地盤破壊危険度 D と変位 s との関係調べ。

(2) 解析ケース

地盤条件については、砂レキ、軟岩⁴⁾、粘土 (過圧密地盤)⁵⁾、マサ土⁶⁾、粘土 (正規圧密地盤)⁸⁾、砂地盤⁹⁾ の 6 種類の荷重～変位データについて解析を行った。また、以上の文献のうち文献⁹⁾ においては載荷速度の影響を調べるため速度を 4 種類変えており、6)、7) の文献では載荷板幅を 4 種類変えている。

(3) 解析結果及び考察

図-9、10 に得られた地盤破壊危険度 D ～変位 s 関係の例を示す。図-9 は正規圧密粘土地盤に対する結果である。ただし、4 種類の載荷速度に対するものである。一方図-10 は過圧密粘土地盤に対する結果である。ここで整理を試みた地盤材料については、図-9、10 に示すように D ～ s 関係は大きく相違した。つまり、変位 s が 1cm

のとき地盤破壊危険度 D が I) 0.9 以上となる場合、II) 0.6～0.7 となる場合である。載荷速度の速い場合、粘土地盤においては過圧密地盤の場合、砂地盤においては相対密度が大きい場合は、 D が大きくなる傾向を示すようである。

したがって、地盤が破壊する可能性を変位 s だけを目安にして決めると、地盤の土質特性・状態に応じて応答にはかなりの幅があり得るので、危険な状態であっても危険と評価したり、また、逆に、危険な状態であるにも関わらず安全と評価したりする可能性がある。

一方、変位 s のみで評価するときと違い、そのつど荷重～変位関係を推定し、それより得られる p_{\max} とそのときの荷重 p より求められる地盤破壊危険度 D で評価すれば、上記のような過大評価や過小評価はない。

ところで、5 組のデータに基づいて 1 組の (p_{\max} , δ_s) を推定するのに要する時間 t は、良好な収束値が得られるまで 20 回反復計算を行ったとしても、パソコン PC-9801ns/T を用いたとき $t=1.5$ sec 程度であるから、地盤破壊危険度 D のリアルタイム評価が現状でもほぼ可能である。昨今のパソコンの低価格化、高能力化を考えれば、さらに数値計算の元になるデータ組数を増やせるので高精度の推定が可能となる。データ組数が増やせば、例えば外乱などにより多少のデータのばらつきがあってもある程度の推定精度が維持できるという長所もある。モデルクレーン車を用いた転倒実験によりこのことを確認している (別途公表予定)。

実際のクレーン車は 4 つのアウトリガを有するから、これら全てのアウトリガで荷重～沈下量関係を計測することにすれば、いずれのアウトリガからの出力を重視すべきかという問題が発生する。通常のクレーン作業においては 4 つのアウトリガでほぼ同時に同程度の沈下が発生するという状況は想定しにくいから、危険度の高いいずれか 1 つないし隣接する 2 つのアウトリガからの出力

のみに注目すれば良いと判断できる。したがってここで述べた地盤破壊危険度はおそらくほとんど全ての状況において有効な情報となる。なお、出力値として必要なものは基本的にアウトリガ部における圧力および沈下量である。圧力は土圧計などにより、沈下量はレーザーを利用した沈下計により計測するのが現実的だろう。

5. 地盤破壊を考慮したクレーン車の転倒条件解析

ここでは、2章の転倒条件式に4章より得られる地盤破壊危険度Dを組み合わせた転倒条件を考え、実機のクレーン車を対象にした転倒条件解析を行った。

(4) 解析対象としたクレーン車

転倒条件解析は、110t オールテレーンクレーン¹⁾を想定し、次の車両諸元で行った。

- 吊り荷重量：W=100tf (0.98MN)
- 旋回体重量：W₁=13tf (0.13MN)
- カウンタウェイト重量：W₂=15tf (0.15MN)
- キャリア重量：W₃=27tf (0.27MN)
- ブーム重量：W₄=17tf (0.17MN)
- 旋回中心から旋回体重心までの距離：l₁=1.6m
- 旋回中心からカウンタウェイト重心までの距離：l₂=3.8m
- 旋回中心からキャリア重心までの距離：l₃=1.6m
- アウトリガ張出幅：r₁=3.5m
- 旋回中心から前アウトリガまでの距離：r₂=4.4m
- 旋回中心から後アウトリガまでの距離：r₃=3.0 (m)

また、ブーム角は、α=0°~80°、旋回体回転角は、θ=0°~90°を与え、転倒が始まるときのブーム長さLの解析を行った。なおLはαが90°に近い場合は原理的には限りなく大きく取れるが、現実的でないからここではα=0°~80°としている。

(2) 地盤が堅固な場合の転倒条件

転倒条件式は、式(11)~(12)である。安全率を考慮して、転倒しないためには、A-A'断面についてはa<0.9r₁、B-B'断面についてはb<0.9r₂を満たさなければならないものと仮定する(a、b：旋回中心から合力(W+W')の位置までの距離の車幅方向および車体長方向成分)。力学的にはクレーン車に作用する諸力の合力が、アウトリガによって決定される長方形の内側に入れば転倒はしないから、本解析は若干安全側のブーム長を与えることになる。勿論、ここで選択した安全率0.9は解析結果に定量的な影響を与えるが、転倒パターンに影響を与えることはない。また、勿論任意の安全率を設定することが可能である。

A-A'断面についてはa=0.9r₁、B-B'断面についてはb=0.9r₂のとき転倒が始まるとすると、そのときのブーム長さLは式(11)および(12)より次式のようになる。

A-A'断面については、

$$L = \frac{(W+W')0.9r_1 + l_{1a}W_1 + l_{2a}W_2}{\sin\theta\cos\alpha(W+0.45W_4)} \dots\dots\dots(21)$$

B-B'断面については、

$$L = \frac{(W+W')0.9r_2 + l_{1b}W_1 + l_{2b}W_2 - l_3W_3}{\cos\theta\cos\alpha(W+0.45W_4)} \dots\dots\dots(22)$$

となる。

式(21)、式(22)より求められる2つのブーム長さLの小さい方の値が、地盤が堅固な場合の転倒開始時ブーム長さLとなる。

(3) 地盤破壊を考慮した転倒条件

転倒条件式は式(13)~(15)である。地盤破壊危険度D=1のときの荷重Pが降伏荷重P_yであるから、1)例えばR₂のみで降伏する場合、R₂<P_yであれば理論的には転倒しない。同様に、2)R₂、R₄で同時に降伏する場合、R_b=R₂+R₄<2P_yであれば、また、3)R₁、R₂で同時に降伏する場合、R_d=R₁+R₂<2P_yであれば理論的には転倒が起こることはない。ここでは安全率を考慮して、転倒しないためには、1)については地盤破壊危険度D=R₂/P_y<0.9、2)についてはD=R_b/2P_y<0.9、3)についてはD=R_d/2P_y<0.9を満たさなければならないものと仮定する。ここで、安全率0.9は地盤が堅固な場合に準じて設定した。

1)R₂=0.9P_y、2)R_b=1.8P_y、3)R_d=1.8P_yのとき転倒が始まるとすると、そのときのブーム長さLは次式のようになる。

1) R₂のみが降伏する場合

$$L = \frac{r_1\{1.8r_2P_y - (r_4 - 2r_3)(W+W') - 2l_3W_3\}}{\cos\alpha(W+0.45W_4)(2r_1\cos\theta + r_4\sin\theta)} + \frac{l_1W_1 + l_2W_2}{\cos\alpha(W+0.45W_4)} \dots\dots\dots(23)$$

2) R₂、R₄が同時に降伏する場合

$$L = \frac{(3.6P_y - W - W')r_1 + l_{1a}W_1 + l_{2a}W_2}{\sin\theta\cos\alpha(W+0.45W_4)} \dots\dots\dots(24)$$

3) R₁、R₂が同時に降伏する場合

$$L = \frac{1.8P_y r_4 - (W+W')r_3 + l_{1b}W_1 + l_{2b}W_2 - l_3W_3}{\cos\theta\cos\alpha(W+0.45W_4)} \dots\dots\dots(25)$$

式(23)~(25)より求められる3つのブーム長さLの一番小さい値が、地盤破壊を考慮した場合の転倒開始時ブーム長さLとなる。

(4) 解析結果及び考察

a) 旋回体回転角およびブーム角の影響

吊り荷重量W=100tf(0.98MN)の場合の転倒開始時ブーム長さLと旋回体回転角θ、ブーム角αの関係を図-11、12に示している。図-11は地盤が堅固な場合に、図-12は、降伏荷重P_y=110tf(1.08MN)で地盤が破壊する可能性がある場合に対応している。これらの計算に

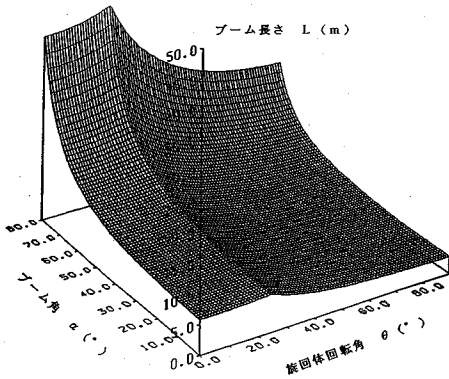


図-11 地盤が堅固な場合の転倒開始時ブーム長さ L

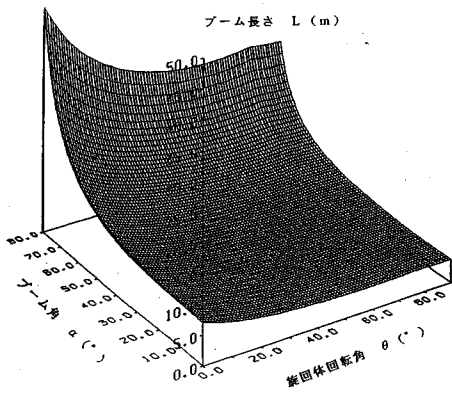


図-12 地盤が破壊する場合の転倒開始時ブーム長さ L

において、吊り荷重量 W 、降伏荷重 P_y は以下のように設定した。まず W については、解析対象としたクレーン車の最大吊上げ能力が $110tf$ ($1.08MN$) であるので、 $W = 100tf$ ($0.98MN$) とした。また、 P_y については図-3の Case1-1 を想定し、両対数プロット法より求められる降伏支持力 $p_y = 40kgf/cm^2$ ($392kN/m^2$) に、アウトリガの地盤との接地板の面積 B (約 $0.28m^2$) を乗じ、降伏荷重 $P_y = 110tf$ ($1.08MN$) とした。

地盤が堅固な場合 (図-11)、旋回体回転角 $\theta = 25^\circ$ のあたりでブーム長さ L が大きくなっているのがわかる。これは、ちょうどアウトリガの対角線上あたりである。この $\theta = 25^\circ$ のあたりを境に、 θ が大きくなるに従って、ブーム長さ L は小さくなっている。

地盤が破壊する可能性があるとき (図-12)、特にブーム角 α が小さい場合、 θ の大小に関わらず、 L には大きな変動がみられないことがわかる。これは転倒条件式が3つあるため少し複雑な応答を示すことによる。後述するように、 θ 、 α の値によってはブーム長さ L が p_y の増大に連れより複雑な応答を示すことがある。また L は降伏支持力 p_y に大きく依存するため、図-11 との単純な比較はここでの特定の例を除けば意味がない。ただし、図

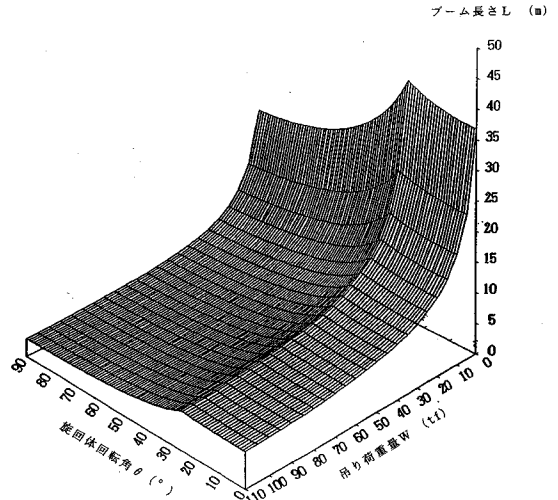


図-13 地盤が堅固な場合の L に及ぼす吊り荷重量の影響 ($1tf = 9.8kN$)

11 でのブーム長さ L が図-12 の場合に比べて総じて小さければ、合力位置のみによる転倒が支配的であると判断できる。

b) 吊り荷重量の影響

ブーム角 $\alpha = 0^\circ$ 、降伏荷重 $P_y = 110tf$ ($1.08MN$) としたときの転倒開始時ブーム長さ L と旋回体回転角 θ 、吊り荷重量 W の関係を図-13, 14 に示している。 $\alpha = 0^\circ$ という条件は α に関しては最も危険な状態に対応する。全体の傾向は図-11, 12 の場合に類似している。

c) 地盤が破壊する場合の降伏支持力の影響

吊り荷重量 $W = 100tf$ ($0.98MN$)、旋回体回転角 $\theta = 60^\circ$ のときの、転倒開始時ブーム長さ L と降伏支持力 p_y の関係を一例として図-15 に示す。 α を、 30° 、 45° 、 60° 、 75° の4段階に分けて解析を行っている。図-15 においては、 $p_y = 34kgf/cm^2$ ($333kN/m^2$) 付近で折点がみられることがわかる。これは先に述べたように、クレーンがどの転倒条件式に従って転倒するかが p_y に依存しているためである。つまり $p_y = 34kgf/cm^2$ ($333kN/m^2$) 付近でクレーン車の転倒条件式が変化したのである。転倒条件式が p_y によって変化するかどうかは主として θ によって決まり、例えば $\theta = 90^\circ$ の場合は、 α の値に依らず、 L は式 (24) のみに従って転倒する。勿論これは地盤が堅固な場合の転倒条件を考慮しない場合である。

図-16 は、 p_y の変化に連れ、3つの転倒条件式が全て関わりを持つ様な場合である。ある p_y に対して最も小さな L が転倒条件を与える L である。この結果は $\theta = 10^\circ$ 、 $\alpha = 60^\circ$ の場合に対応しているが、このように転倒条件式が複雑に変化する場合があることに留意しておく必要がある。

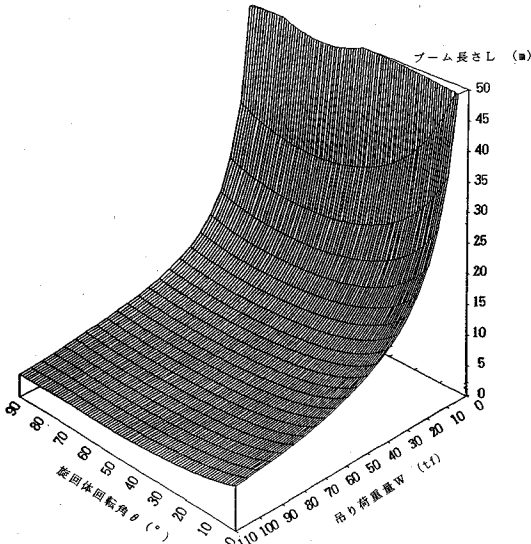


図-14 地盤が破壊する場合のLに及ぼす吊り荷荷重の影響 (1tf=9.8kN)

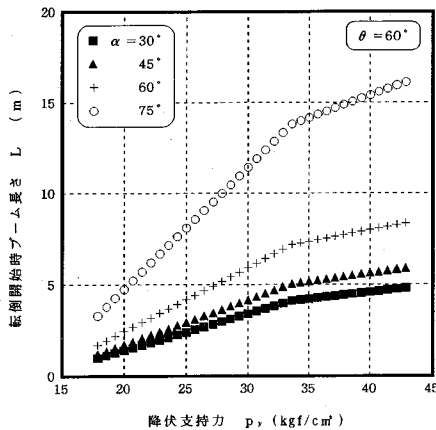


図-15 地盤が破壊する場合の降伏支持力の影響 (theta=60°, 1kgf/cm²=98kN/m²)

d) 総合的な転倒条件の評価

実際にはクレーンの転倒は、地盤が堅固な場合の転倒条件式(式(21), (22))あるいは地盤が破壊する可能性がある場合の転倒条件式(式(23)~(25))のうち最も転倒し易い条件のときに転倒する。地盤破壊可能性の有無が最終的な転倒条件に及ぼす影響を及ぼすか考察する。

図-17に、地盤が堅固な場合(直線で示す)の転倒開始時ブーム長さL、地盤が破壊する場合(プロットで示す)の転倒開始時ブーム長さLと降伏支持力p_yの関係を示す。これらは、theta=30°およびこのthetaに対してalpha=30°, 45°, 60°, 75°と変化させたときの結果である。p_y=26 kgf/cm² (255kN/m²)付近で地盤破壊の可能性のある場

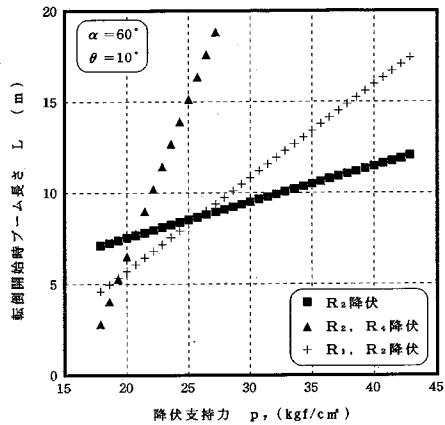


図-16 地盤が破壊する場合の転倒条件の選択 (1kgf/cm²=98kN/m²)

合の転倒条件の変化点がみられる。また、およそp_y=52 kgf/cm² (510kN/m²)以上になると、地盤破壊による転倒より力の釣合が崩れることによる転倒の方が先に起こる。また、thetaが一定なら上記の転倒条件が変化するp_yの値はalphaには依存しない。

地盤破壊による転倒より力の釣合が崩れることによる転倒の方が先に開始するときの降伏支持力を限界降伏支持力p_{yc}と定義し、旋回体回転角thetaとの関係を図-18に示す。吊り荷重量WをW=70~100tf (0.69~0.98MN)まで4種類変化させている。いずれのWに対してもp_{yc}はtheta=25°付近でピークとなり、theta=60°以上になると一定となる。Wの増加に伴い、theta=20°~30°の区間でp_{yc}は頭打ちになる傾向を示すが、全体的な傾向はWに依らず同様であると判断できそうである。thetaがおよそ60°以下のときは地盤破壊による転倒が相対的に起こり易いといえるから、安全管理上留意されるべきであろう。

以上述べた解析結果及び考察は今回解析対象としたクレーン車の諸条件に当然大きく依存しているが、基本的な方法論は他のクレーン車にそのまま適用することが可能である。

6. 結論

本研究の目的は、地盤支持力に関する荷重~変位関係から降伏支持力p_yを推定し、地盤破壊を考慮したクレーン車の転倒条件解析を行うことであった。以下に得られた主な知見をまとめる。

(1) 地盤が堅固な場合及び地盤が破壊する可能性がある場合に対して、転倒条件を与える式を導いた。地盤破壊の可能性のある場合は地盤の降伏支持力を転倒条件式の中へ取り入れた。

(2) 平板載荷試験における荷重~変位関係を指数分布曲線式(式(16))で表し、他の推定手法に基づく極限支持力p_{max}あるいは降伏支持力p_yを比較的早い段階か

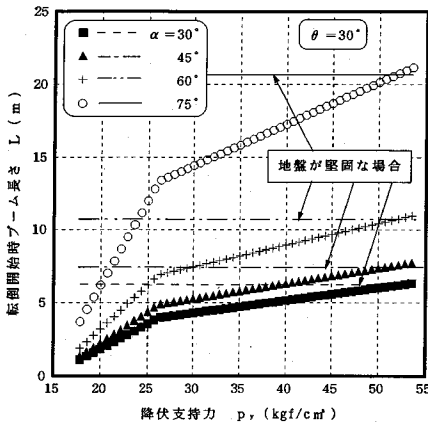


図-17 地盤条件を考慮した総合的な転倒条件の評価
(1kgf/cm²=98kN/m²)

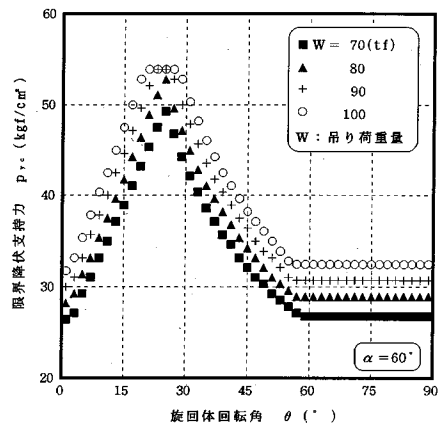


図-18 限界降伏支持力と旋回体回転角の関係
(1kgf/cm²=98kN/m², 1tf=9.8kN)

ら概略推定できることを示した。

(3) さらに、推定された降伏支持力 p_g とその時点での載荷圧力の比として地盤破壊危険度 D を定義した。 $D \sim s$ 関係には地盤特性・状態に応じて大きな相違がみられたが、いずれにしても載荷圧力～沈下関係をモニターすることで危険度 D を的確に評価できることを示した。

(4) 実際に稼働しているクレーン車を対象として、地盤破壊を考慮したクレーン車の転倒条件解析を行った。地盤の降伏支持力、旋回体回転角、ブーム角などが転倒条件にいかなる影響を与えるか定量的に明らかにした。

7. 謝 辞

本論文を作成するにあたり、トラッククレーンに関する資料を送付頂いた住友建機(株)新居浜工場・小田浩彦氏に深く感謝の意を表す。

参 考 文 献

- 1) 住友建機(株): ALL TERRAIN CRANE SA-1100. 製

品パンフレット, 1991.

- 2) 宇都一馬・冬木 衛・桜井 学: 杭の載荷試験結果の整理方法, 基礎工, 1982年9月号, pp. 21~30, 1982.
- 3) T.R. マッカーラ (三浦 功, 田尾陽一共訳): 計算機のための数値計算法概論, サイエンス社, pp. 55-79, 1986.
- 4) 森田悠紀雄・笹尾昌靖: 載荷試験における極限支持力の図式推定法, 土木学会第41回年次学術講演会, 第三部門, pp. 671~672, 1986.
- 5) 山肩邦男・中江新太郎・清水俊久・筒井通剛・平野二郎: 枠で拘束した地盤の鉛直支持力(その4粘性土地盤における実験), 第20回土質工学研究発表会, pp. 1161~1162, 1985.
- 6) 室 達朗・星加泰央・大杉充暁: 締固めた砂質土盤に対する平板載荷実験, 平成5年度土木学会中国四国支部研究発表会講演概要集, pp. 734-735, 1993.
- 7) 近藤 博・佐藤勝衛・杉山 昇: 平板貫入試験の寸法効果について, テラメカニクス7号, pp. 33-39, 1987.
- 8) 柴田 徹・今里悦二・奥山一典: 軟弱地盤の支持力に及ぼす載荷速度の影響, 第18回土質工学研究発表会, pp. 933~934, 1983.
- 9) 谷 和夫: 砂地盤上の浅い基礎の支持力機構, 東京大学修士論文, 1986.

(1993.7.9 受付)

AN ANALYSIS OF OVERTURNING CONDITIONS OF TRUCK CRANE CONSIDERING POSSIBLE GROUND FAILURE

Ryoichi FUKAGAWA, Tatsuro MURO, Yuri KATO and Yukio MORITA

Mechanical conditions when a truck crane is overturned are formulated against the two cases where the ground is very stiff and the ground is possible to fail. In the latter case, the bearing properties of the ground can be expressed based on an empirical equation and the degree of danger against ground failure defined by the equation can be almost simultaneously estimated by use of personal computer. The effect of some conditions, including yield stress of ground, boom angle etc, on the overturning conditions of an actual truck crane is finally evaluated.