

Research Reports of the National Institute  
of Industrial Safety, NIIS-RR-2001 (2002)

UDC 624.131.524:624.131.526:624.131.37:621.868.27:614.822:624.046

## 移動式クレーンの転倒に及ぼす支持地盤の 破壊沈下特性に関する実験的研究\*

玉手 聰\*\*

### Experimental Study of Failure Characteristics of the Ground Causing the Overturning of Mobile Cranes\*

by Satoshi TAMATE\*\*

**Abstract :** This study focuses on the instability of ground causing the overturning of mobile cranes. The mobile crane is a truck comprising machinery for hoisting equipment. The mobile crane is usually kept level during the hoisting operations by supports of four outriggers, which are located at each corner. When the outriggers happen to penetrate into the bearing ground, however, the crane becomes unstable with two types of mechanisms. One is static instability and the other is dynamic instability. Where the outriggers penetrate the ground gradually and the machinery rotates slowly, the overturning moment increases because the lever arm of the hook load increases due to rotation of the jib. Meanwhile, where the ground fails suddenly and the outriggers penetrate rapidly, the inertia moment due to angular velocity of the crane is an important factor in addition to the static instability.

This paper examines a series of experimental analysis to investigate the relationship between the instability of mobile crane and characteristics of the outrigger penetration due to failure of ground. Experimental simulation using a newly developed model crane is performed in a centrifuge at the National Institute of Industrial Safety (NIIS) to examine the realistic behaviors of both the overturning of mobile cranes and penetration of outriggers. It was found that mobile cranes become unstable due to rapid penetration of outriggers caused by brittle failure of the layered ground, which comprises a hard surface overlaying soft ground, comparing to slowly penetration due to ductile failure of the uniform soft ground. Back-analysis of experimental records was undertaken to ascertain the kinetic conditions for overturning, and it makes sure that mobile cranes satisfy the kinetic condition for overturning prior to reaching to the static limiting equilibrium where rapid penetration occurs. The relative instability index, which is the ratio of the critical settlement for overturning due to kinetic condition to the static critical settlement due to the static limiting equilibrium, indicates almost constant value where the ground condition is the same even though the condition of the crane (i.e., jib length and jib angle et al) is different. The result supposes that the stability of mobile cranes was classified by the ground condition.

**Keywords :** Overturning of mobile crane, Penetration of footing(outrigger), Layered ground, Centrifuge model test

---

\* 安全工学, Vol.43, No.3 (2001)において一部発表

\*\* 建設安全研究グループ Construction Safety Research Group

## 1. はじめに

建設業における労働災害が数多く発生している。死亡災害については昭和 60 年以降、年間約 1,000 人前後で増減を繰り返しており、死亡事故発生割合では全産業の約 4 割を占め、産業別で比較すると最も高い割合にある<sup>1)</sup>。また、休業 4 日以上の死傷者数は近年減少傾向にあるものの、年間約 45,000 人の労働者が被災している。災害の種類・工事の種類別死亡災害発生状況をみると、墜落が約 40% を占め、続いて機械（建設機械等、自動車等、クレーン等）による災害が約 30% の高い割合を占めている<sup>2)</sup>。建設工事では施工技術の高度化に伴って建設機械が導入され省力化がなされている。移動式クレーンも近年、大型化が進み、つり上げ能力が 100 トンを越えるものも珍しくない。その一方で、建設工事の機械化に関連する災害が多く発生している。

頻発するこれらの労働災害の一つに移動式クレーンの転倒がある(Photo 1 参照)。移動式クレーンとは、車体に内蔵された原動機により荷をつり上げ、運搬することを目的としたものであり、自力で走行が可能な自走クレーンと呼ばれているものである。移動式クレーンは下部走行体と上部旋回体の形式等により大きくクローラクレーン、トラッククレーン、ホイールクレーン、積載型トラッククレーンの 4 つに分類される。技術開発が進められ普及が著しい一方で、クレーンによる災害は多く発生しており、全産業におけるクレーン等による休業 4 日以上の死傷者数は近年減少傾向にあるものの年間約 2500 人で推移しており、このうち移動式クレーンによるものは約 600 人である<sup>3)</sup>。

移動式クレーンの災害には、「つり荷の落下」、つり荷をつる「ワイヤーの切断」及び「ジブ（ブーム）の



Photo 1 An overturning of mobile crane accident.  
移動式クレーンの転倒災害例

倒壊・崩壊」など様々な形態がある。その中でも高い災害発生割合を占めるものに「機体の転倒」がある。移動式クレーンによる死亡災害のなかでも、転倒による災害はその約 1/4 を占め、転倒災害の防止は労働安全上重要な課題となっている。これまで、クレーンの転倒災害を防止するために関係法令により種々の規制が行なわれている<sup>4), 5), 6)</sup>。

移動式クレーンによる災害は、ジブの倒壊などによるクレーンの構造的な損傷よりも運転者の誤操作や作業条件が不適切で無理な作業によるものが多く見られる。さらに転倒原因を詳細に調査してみると、地盤の破壊に起因したものが多いことが明らかになった<sup>7)</sup>。ホイールクレーンやトラッククレーンは機体の 4 隅に備わるアウトリガーを張り出して、作業中の機体を水平に安定させる。機体質量とつり荷質量による荷重はアウトリガーに備わるフロートを介して地盤に接地圧を伝達するが、1 本のアウトリガーに作用する反力は、最大で機体質量とつり荷質量の和の 70~80%まで増加する場合がある<sup>8)</sup>。地盤がこの荷重を支持できない場合には、アウトリガーフロートが地盤にめり込み沈下する。これに伴って、機体の傾斜やつり荷の振動が発生し、クレーンは大きく不安定化すると考えられる。災害事例を調査した結果<sup>9), 10)</sup>、転倒事例の約 4 割にアウトリガーのめり込み現象が見られた。また、つり荷の質量が、規則で定める定格荷重以下であるにもかかわらず転倒した事例が調査した転倒事故の約 2 割に見られた。

クレーン等安全規則<sup>11)</sup>においては、移動式クレーンの安定性を確保するために、機体とつり荷の質量による静的なつり合いから安定限界荷重を算出し、これに安全率を考慮した定格荷重で使用条件を規定している。しかし、作業地盤の強度や沈下特性が厳密には考慮されておらず、クレーンを設置する地盤は水平かつ堅固であることが前提になっている<sup>12)</sup>。近年、クレーン機体の安全性が向上しているにも関わらず、その転倒災害数が減少傾向にないことや、クレーンの大型化に伴うフロート接地圧の増大を考慮すると、転倒要因の一つにあげられる支持地盤の不安定性がクレーンの転倒に及ぼす影響を明らかにすることは重要な課題といえる。

そこで本研究では、地盤の破壊によるアウトリガーの沈下挙動の違いが移動式クレーンの転倒に与える影響を実験的に検証することを目的として、模型クレーンによる転倒シミュレーションを試みたので、その結果を報告する。

## 2. 遠心模型実験による転倒シミュレーション

本研究では実験用模型クレーンを製作し、Fig. 1 に示す遠心模型実験装置<sup>13)</sup>(ビーム式、回転半径 2.3m)に搭載して転倒シミュレーションを行った。以下に実験の概要を述べる。

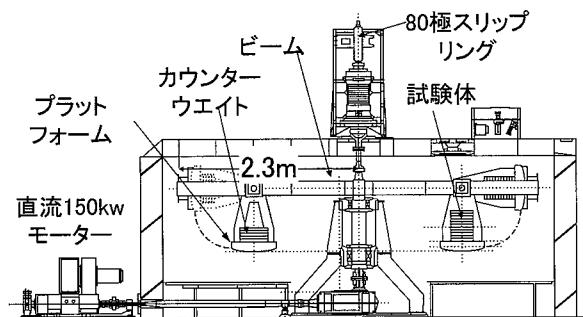


Fig. 1 Schematic drawing of geotechnical centrifuge testing apparatus at the NIIS.  
遠心模型実験装置の概要

### (1) 実験目的

支持地盤の不安定要因に伴う移動式クレーンの転倒を防止するためには、ア utri g a の截荷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重要である<sup>14)</sup>。また、ア utri g a の接地反力情報を用いた安全システムは機体の安定状態を監視でき、転倒を防止する上で有力なシステムであることが報告されている<sup>15)</sup>。一方、ア utri g a の沈下による機体の傾斜を察知したオペレーターが、転倒回避を試みたにもかかわらず災害に至った事例も報告されている。そのため、地盤の安定性は作業に先立って予め評価される必要がある。地盤降伏後の沈下挙動の違いが転倒に及ぼす影響、言い換えると地盤沈下に応答して動搖するクレーンの動態挙動を解明することは、今後の転倒防止対策において配慮すべき地盤の状態や調査範囲と調査方法に有益な情報をもたらすと思われる。

移動式クレーンの安定性はジブ長、ジブ起伏角やア utri g a 張り出し幅等の機体条件に依存するとともに、地盤の破壊に伴うア utri g a の沈下挙動が大きく影響を及ぼす。しかし、ア utri g a の荷重沈下特性は、地盤条件によって非線形性を強く示す場合や脆弱な変形性状を示す場合があり、定式化による理論解析が容易ではない。一方、実験的手法による転倒の再現は地盤工学的な使用条件を再現して、直接的にクレーンの転倒と地盤破壊の相互関係を解明できるため有効である。より正確に現象を再現するためには、実機のクレーンを使用することが望ましい。しかし、実験の安全性や経済性の問題に加えて地盤強度の管理や再

現性に困難がある。そこで本研究では、実験用の模型クレーンを製作し、遠心模型実験装置を使用した転倒シミュレーションを行った。遠心模型実験では、実機とほぼ同等の接地圧力が模型のア utri g a フロート部に再現するこが出来るとともに、比較的容易に様々なクレーン条件や地盤条件において転倒を再現できる利点がある。

### (2) 実験装置

#### a) 模型クレーン

模型クレーン<sup>16)</sup>はつり上げ能力が 20 トン級のホールクレーンの約 1/20 スケールであり、概要を Fig. 2-a, b) に示し、主要な諸元を Table 1 に示す。

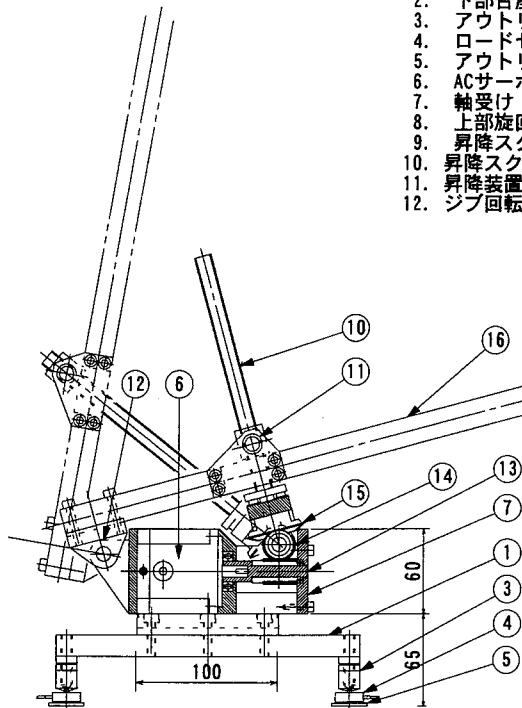
模型クレーンは、地盤上に設置される下部台座(実機の下部走行体に相当、Fig. 2 の No. 2)と荷をつるクレーン機構部(実機の上部旋回体に相当)から構成される。下部台座(100mm × 200mm)の両端には、長さ 200mm のア utri g a ビーム(No. 1)が備わり、機体の四隅にはア utri g a(No. 3)が配置される。ア utri g a は最大 15mm の高さ調整が可能であり、機体の傾斜を微調整できる。機体を地盤上に支持するア utri g a フロート(No. 5)は直径 30mm であり、これに作用する荷重は小型ロードセル( $\phi 20\text{mm}$ , 厚さ 9.5mm, 容量 980N(100kgf), No. 4)で計測され、沈下量は後述するワイヤー式変位計で計測される。上部のクレーン機構は直径 98mm の円盤上に備わり、下部台座に対して 60 度間隔で旋回させて任意の方向に固定できる(No. 8)。ジブは荷をつる腕に相当し、ブームとも呼ばれる。ジブは定格出力 AC100W のサーボモータ(No. 6)によって角度を起伏し、転倒モーメントを増減させる。サーボモータの性能を Table 2 に示す。モーターは回転軸の延長線上に備わるギア(No. 13, 14, 15)を介してジブ昇降用のスクリュウギア(No. 10)を回転させる。ジブ起伏角の可動範囲は水平面に対して 15 度から 75 度の範囲であり、角度はジブ回転支点(No. 12)に取り付けた角度センサーによって検出される。

#### b) 実験容器と関連装置

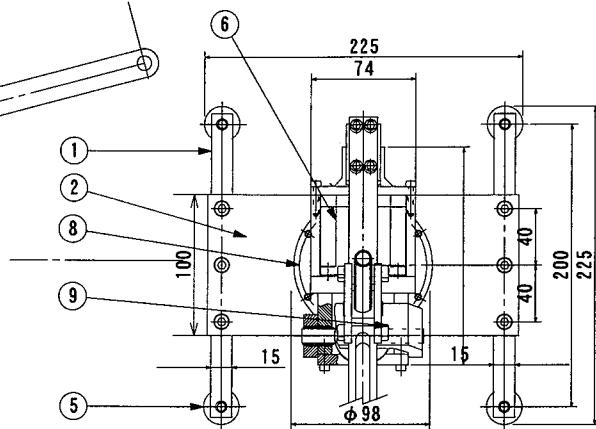
遠心模型実験では、ビームの回転に伴って発生する強風が模型の運動に及ぼす影響を除去するために、転倒シミュレーション用の実験容器(Fig. 2-c, d)参照)を作製した。実験容器は模型と土槽全体を覆う構造となっており、大きく以下の 3 つの部分より構成される。

- 1) 模型地盤を装填する下部土槽(No. 17)
- 2) 観測窓を有する中段容器(No. 22)
- 3) 容器の上部開口部を覆うカバー(No. 24)

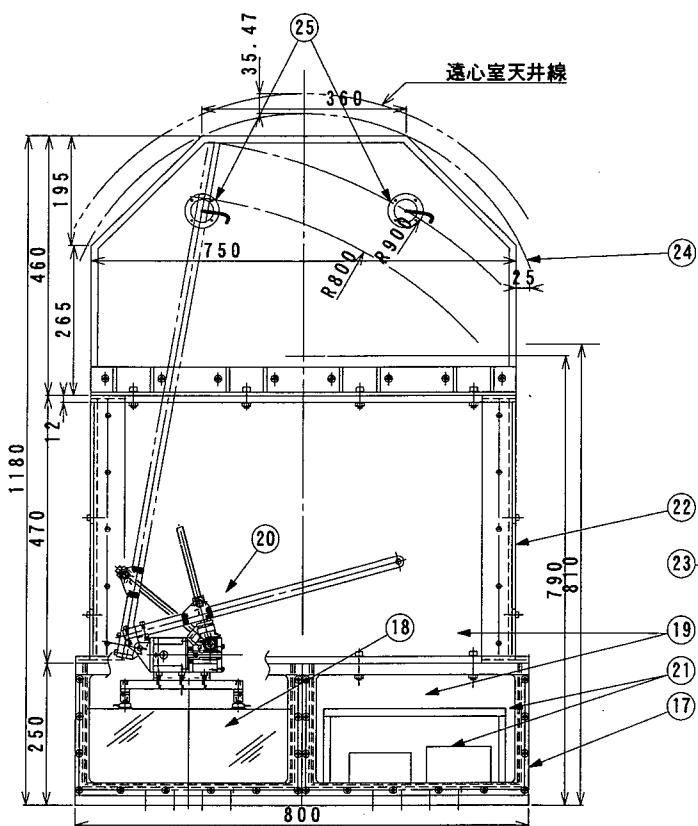
- No. 1. アウトリガービーム  
 2. 下部台座  
 3. アウトリガー(高さ調整可能)  
 4. ロードセル(容量100kgf)  
 5. アウトリガーフロート(Φ30mm)  
 6. ACサーボモーター(100W)  
 7. 軸受け  
 8. 上部旋回部  
 9. 昇降スクリューギアの反力枠  
 10. 昇降スクリューギア  
 11. 昇降装置とジブの連結部  
 12. ジブ回転支点  
 13. ウォームギア(モーター軸)  
 14. ウォームホイールギア  
 15. かさ歯車  
 16. ジブ(長さ40, 50, 60, 90cm)  
 17. 土槽(縦600×横400×高さ250)②  
 18. 模型地盤  
 19. アクリルガラス  
 20. 模型クレーン  
 21. 付属品と防護柵  
 22. 中段容器(500×800×470mm)  
 23. 作業用開口部  
 24. 風防用アクリルカバー  
 25. 照明(40W電球④)  
 26. ワイヤー式変位計と治具



a) クレーン模型の側面図



b) クレーン模型の平面図



実験容器の下部に位置する土槽は内寸:縦 360×横 360×深さ 210mm を有し、前面側には観測用に厚さ 20mm のアクリルガラス(No. 19)を備える。同型の二つの土槽は Fig. 2 に示すように並べて配置し、その向きは遠心装置の回転方向に対して直交方向である。実験では、二つの土槽のうち一方に模型地盤(No. 18)を作製して模型クレーン(No. 20)を設置する、他方の土槽には模型の付属物や CCD ビデオカメラの制御機や電源ボックスを防護枠で覆って収納する。

土槽容器の上部に、中段容器を配置する。中段容器は土槽と同様に前面側に観測用のアクリルガラス面を有し、側面側には作業用開口部(No. 23)を有する。また、中段容器の上部には 4 個のワイヤー式変位計とそれを固定するためのレール状の治具(No. 26)を配置する。変位計の測定範囲は 0~500mm で分解能は 0.05mm である。

Table 1 Comparison of principle specifications of mobile cranes between model and prototype.  
模型クレーンと実物の主要諸元の比較

	実物	模型
ジブ長	6.7~25 m	40,50,60,90 cm
車体寸法(下部台座)	5.0×2.2 m	20×10 cm
アウトリガー張り出し幅	2.2~5.1 m	10,15,20 cm
重量	188.16 kN	45 N (1g 場)
アウトリガーフロート径	40 cm	40 cm
平均接地圧	373 kPa	319 kPa (20g 場)

Table 2 Principle specifications of AC servo motor.  
AC サーボモーターの主要性能

定格出力(W)	100
定格トルク(N·m)	0.318
定格回転速度(r/min)	3000
定格角加速度(rad/sec <sup>2</sup> )	49200

また、変位計はアウトリガーフロートの鉛直変位を計測できるようレール上をスライドしてフロートの直上に配置することができる。上部カバーは容器の上部開口部を覆うとともに、ビデオ撮影用の照明として 40W 電球(No. 25)を 2 個づつ前面と背面に備える。

### (3) 模型地盤の作製方法に関する検討

移動式クレーンを設置して使用される現場の地盤条件は様々であるが、本研究ではアウトリガーの沈下挙動に大きく影響を及ぼすと考えられる 2 種類の地盤条件について検討を行った。その一つは、不飽和な土が堆積し、均質で一様な強度を有する軟弱な地盤(以下、

一様地盤と呼ぶ)であり、もう一つは一様地盤の表層部に固結層を有する 2 層地盤(以下、2 層地盤と呼ぶ)である。

#### a) 地盤材料の強度特性

実験に用いた土試料は火山灰質粘性土の関東ロームであり、その物理的特性を Table 3 に示す。使用するロームの強度特性を一軸圧縮試験によって調べた<sup>17)</sup>。ローム試料による供試体はモールド内で 2 層に分けて静的に圧縮して締め固めて作製した。実験の結果、締め固め圧力( $P_c$ )と一軸圧縮強さ( $q_u$ )の間には、 $P_c$  が約 147kPa 以下の範囲においてほぼ比例関係が見られ、一軸圧縮強さの増加率( $q_u/P_c$ )は約 0.41 であることが解った。また、ロームの締め固め時間が一軸圧縮強さに及ぼす影響について調べた結果、一軸圧縮強さは締め固め時間が約 24 時間で最大強度の約 90%が得られることが解った。そのため、模型地盤を作製する際の基準とする締め固め時間を 24 時間に設定した。

Table 3 Physical properties of Kanto-loam.  
関東ローム試料の物理的特性

土粒子の密度 $G_s$	2.64
液性限界 $\omega_L(\%)$	198
塑性限界 $\omega_P(\%)$	108
塑性指数 $I_p$	90
最適含水比 $\omega_{opt}(\%)$	103.5
強度増加率 $q_u/P_c$	0.41

表層固結した状態を再現するためにロームとセメントの混合試料を使用した。使用したセメントは超速乾セメント(家庭化学工業㈱)であり、最適な水セメント比は 0.23(気温 20 度、水温 18 度)である。配合に際してセメント混合ロームの含水比は、締め固めによって供試体から漏水しない条件で強度が最大となるように調整

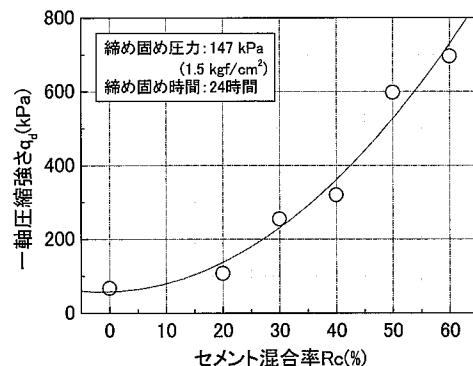


Fig. 3 Relationship between unconfined compressive strength ( $q_u$ ) and mixing ratio of cement ( $R_c$ ).  
セメント混合土の一軸圧縮強さに及ぼす混合率の影響

した<sup>18)</sup>。

セメント混合率( $R_c$ )は、最適含水比の関東ローム質量( $m_L$ )と乾燥セメント質量( $m_c$ )から構成される混合土の質量( $m_L+m_c$ )に対するセメント質量( $m_c$ )の比と定義した。 $R_c$ に対する一軸圧縮強さ( $q_d$ )<sup>19)</sup>の関係を Fig. 3 に示す。供試体は 2 層詰めで作製し、締め固め圧力( $P_c$ )は 147kPa、締め固め時間( $T$ )は 24 時間である。一軸圧縮強さ( $q_d$ )は、セメント混合率の上昇に伴って増加する傾向を示した。

#### b) 模型地盤の作製

模型地盤は実験容器の土槽に作製した。一様地盤は最適含水比に調整したロームを層厚 5cm 毎に分けて、締め固め圧力( $P_c$ )が 147kPa で静的に圧縮して作製した。出来上がりの地盤層厚は 15cm である。2 層地盤は下層がローム、表層がセメント混合ロームから構成される。下層は一様地盤と同様にしてロームを締め固めて作製した。表層部分はロームが固結乾燥して固くなった状態を想定し、ロームとセメントの混合試料によって同程度の強度を再現した。ロームを  $P_c=147kPa$  で締め固めた後に、自然乾燥させて調べた一軸圧縮強さ<sup>20)</sup>  $q_B$  は約 588kPa ( $6kgf/cm^2$ ) であり、同じ  $P_c$  に対する  $q_u$  の約 9 倍の強度を示した。これと同程度の強度をセメント混合ロームによって再現するために、セメント混合率( $R_c$ )は 50%とした。表層の締め固め圧力( $P_c$ )は下層と同じ 147kPa であり、厚さ 1.5cm あるいは 3.0cm の表層を設けた。従って、模型のアウトリガーフロート直径( $D$ )3cm に対する表層厚( $H$ )の比( $H/D$ )はそれぞれ 0.5 及び 1.0 である。地盤の全層厚は、表層の条件によらず何れの場合も約 15cm でほぼ等しく作製した。

#### (4) 模型設置と計測準備

模型クレーンを地盤上に設置する際には、小型ロードセルを各アウトリガーに配置するとともに、中段容器の上部に備えたワイヤー式変位計のワイヤーをアウトリガーフロートのフックに取り付ける。設置した模型の傾きは水準器を使用して水平となるように調整される。ジブは下部台座の長手方向に対して 90 度回転し、横向きに設定する。

次にシミュレートするクレーンの作業条件として、クレーン機体の幾何学的な条件(アウトリガーの張り出し幅、ジブ長等)を決定し、静的につることができるジブの限界起伏角と、つり荷の質量(安定限界荷重)の関係を調べる。次に、4 つのアウトリガーに作用する荷重がほぼ等しくなるようにジブ起伏角を増減とともにアウトリガー高さの微調整を行う。この状態を実

験開始前の模型の初期状態とする。そして、模型を地盤に設置して計測機器を取り付けた後に、実験容器を遠心模型実験装置に搭載する。容器中段の壁面には CCD カメラを取り付けて、アクリル製のカバーを土槽上部に取り付ける。

#### (5) 実験条件

遠心模型実験装置を回転させて所定の加速度まで上昇させる。一定の遠心力場において、遠隔操作してクレーンのジブ起伏角を減少させる。これによって、転倒モーメントが発生する。ジブ起伏角の減少(転倒モーメントの増加)に伴って、転倒支点となるアウトリガーの接地圧は増加する。この接地圧が地盤の降伏点を越えると、アウトリガーは沈下する。

転倒シミュレーション<sup>21)</sup>は、クレーンが静的な安定条件を満足する状態において、アウトリガーが沈下することによる不安定化現象の解明を目的とする。そのため遠心加速度は、地盤の降伏強度によって増減され、降伏強度は転倒実験に先立って実施される支持力試験によって求められる。また、異なるジブ起伏角において転倒を発生させるためにも、遠心加速度は調整される。これは転倒モーメントの増加(ジブ起伏角の減少)に伴って上昇するアウトリガーの接地圧が地盤の降伏点に到達する時のジブ起伏角を増減させるためである。なお本実験では遠心加速度の違いはクレーンの静的な釣り合いに対して影響を及ぼさないと仮定した。

一様地盤と 2 種類の 2 層地盤について行った 6 ケースの実験条件を Table 4 に示す。 Photo 2 は実験終了後に撮影した模型の転倒の様子である。写真左側は模型クレーンを内部に搭載する実験容器であり、写真右側は搭載した模型クレーンのアウトリガーが地盤にめり込んで転倒した模型の様子(右)。

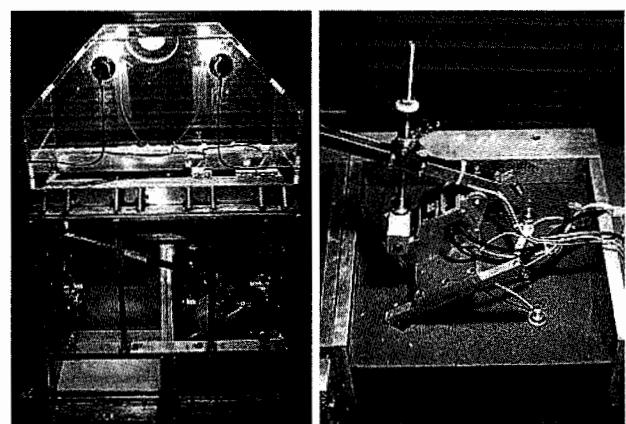


Photo 2 Model mobile crane in container for experiment (left) and overturned crane due to sunken outrigger (right).

実験土槽に搭載した模型クレーン(左)及びアウトリガーが地盤にめり込んで転倒した模型の様子(右)

Table 4 Test conditions and results of simulation of overturning.  
クレーン模型による転倒シミュレーションの実験条件と結果

実験名称	CT1	CT2	CT3	CT4 <sup>1)</sup>	CT5	CT6 <sup>2)</sup>
地盤構成	ローム一様	表層固結・下層ローム				
固結表層厚／フーチング径	0	0.5	1.0			
遠心加速度(g)	17	38	49	45	52	72
ジブ長(cm)	60	60	60	40	60	90
つり荷の質量(g)	980	980	980	2550	980	315
初期ジブ起伏角(deg)	70	70	75	72	75	70
限界ジブ起伏角(deg)	30					
転倒時ジブ起伏角(deg)	37.5	44.0	46.5	56.2	54.0	60.5
最大傾斜角速度(deg/sec)	0.1	1.7	40.9	14.7	48.5	29.8
仮想転倒時の機体傾斜角(deg), $\theta_a$	1.3	5.2	5.2	—	8.0	—
静的安定限界の機体傾斜角(deg), $\theta_s$	1.9	6.2	7.3	11.0	10.8	17.3
動的安定限界の機体傾斜角(deg), $\theta_d$	0.05	0.4	0.6	1.5	1.4	3.5
逆解析による安定限界の機体傾斜角(deg), $\theta_r$	1.2	4.9	3.1	6.6	4.8	7.0
不安定係数(実験値)	0.63	0.79	0.42	0.6	0.44	0.39
$F=\tan(\theta_r)/\tan(\theta_s)$						

1) 転倒時にア utrigger が破損して転倒挙動が乱れた。他端反力がゼロに至らず  $\theta_a$  は不明。

2) ジブが容器に衝突して転倒が早期に停止した。他端反力がゼロに至らず  $\theta_a$  は不明。

り込んで転倒した様子を示す。模型の転倒は容器サイズの制限からジブが容器の側壁部に当たって停止した。

### 3. 実験結果と考察

#### (1) 地盤の支持力特性

一様地盤(CT\_1)と  $H/D=0.5$  及び 1.0 の 2 層地盤(CT\_2, CT\_5)において、模型クレーンの転倒支点となるア utrigger フロートの荷重-沈下関係を Fig. 4 に示す。荷重はフロートの面積で除して載荷圧力( $q$ )を縦軸に示し、沈下量( $s$ )はフロート径( $D$ )で除して無次元化( $s/D$ )して横軸に示す。一様地盤における曲線 CT\_1 では、 $q$  が締め固め圧力( $P_c=147\text{kPa}$ )以下の範囲において、発生する沈下量  $s/D$  は約 0.01 と少ない。しかし、 $q$  が上昇して  $P_c$  を上回ると、沈下割合は増加する傾向を示す。2 層地盤における CT\_2 と CT\_5 では、固い表層の影響により曲線はそれぞれ上方に移動しており、同一沈下量における  $q$  はそれぞれ大きくなっている。 $H/D=0.5$  である CT\_2 では、 $q$  が 0 から約 600kPa までは沈下がほとんど発生していない。また  $H/D=1.0$  である CT\_5 では、 $q$  が約 1400kPa の時に  $s/D$  は 0.025 程度であり、沈下はわずかである。3 種類の地盤について、降伏後の沈下挙動を比較すると、CT\_5 では  $q$  の増加がほとんど見られず曲線はほぼ水平となって沈下量は増大する。しかし、CT\_1 と CT\_2 では  $q$  に増加

傾向が見られ、 $q$  の増加割合は一様地盤である CT\_1 の方が高く現れ、固結層の有無やその厚さ( $H$ )の違いによって降伏後の沈下挙動に差が見られる。経過時間に対する沈下量から求めた沈下速度は、表層の厚さとともに増加し、 $H/D=1.0$  はア utrigger が急激に沈下する傾向を示した。

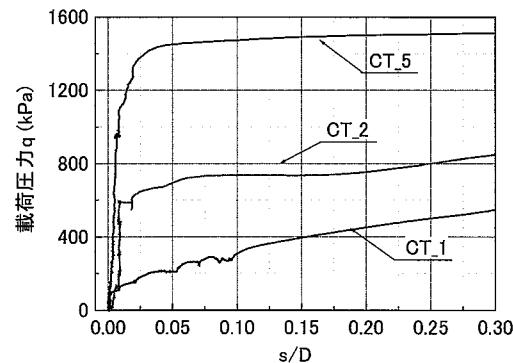


Fig. 4 Bearing capacity characteristics of outrigger footing on soft ground and on hard surface overlaying soft ground.  
一様地盤と 2 層地盤におけるア utrigger の荷重と沈下の関係

Fig. 5 は転倒支点側と他端側ア utrigger の荷重-沈下関係を例示する(CT\_5)。ア utrigger の載荷圧力は遠心加速度の上昇に伴って増加し、○印で示す圧力

レベル（初期状態）に到達する。この時の沈下量は微少であり( $s/D=0\sim0.01$ ), 初期勾配の曲線上にある。その後、遠心加速度レベルを一定に維持した状態で遠隔操作によりジブ起伏角を減少させ、転倒モーメントを増加させる。これにより転倒支点の載荷圧力は増加する。載荷圧力が降伏点を超えると、曲線勾配は急激に減少して沈下割合が急増する。一方、他端側の曲線は転倒モーメントの増加に伴って、荷重は減少する。ここで他端の接地圧がゼロとなった時（他端反力ゼロ）を仮想転倒と定義した。

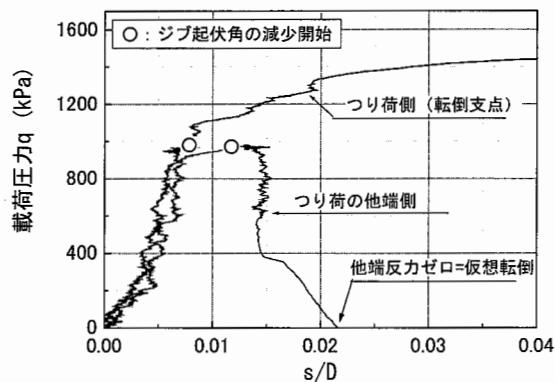


Fig. 5 Acting pressure of front and back outriggers under simulation of overturning (CT\_5).  
表層固結地盤(H/D=1)の荷重-沈下関係(CT\_5)



Photo 3 Punching failure of ground due to penetration of outrigger(CT\_2).  
パンチング破壊して沈下したアウトリガー跡(CT\_2)

Photo 3 は転倒実験後(CT\_2)の地盤から、模型クレーンのアウトリガーが沈下した箇所を、円形フーチングがほぼ半円となる位置まで垂直に削りとて観察した破壊状況である。厚さ 1.5cm の表層を有する 2 層地盤から、フロートが接地していた部分が抜け落ちるよう、約 4cm( $s/D=1.2$ )下層のロームに沈下している。

表層部の側面には、斜め下方向に約 45 度の角度で多数の滑り線が見られる。沈下に伴う表層での膨れ上がりはみられず、パンチング的な破壊状況が観察された。

## (2) 転倒に及ぼす地盤の沈下特性

模型クレーンが転倒に至るまでの機体傾斜角とジブ起伏角の関係<sup>22)</sup>を Fig. 6 に示す。機体傾斜角はアウトリガーの張り出し幅に対する沈下量の関係から求めた。上側の横軸に経過時間、下側はジブ起伏角を示す。ジブ起伏角は初期状態である約 75 度からほぼ一定速度で減少する。△印は転倒支点に対して反対側のアウトリガー接地荷重がゼロとなった時を示す。この時の機体傾斜角を以下、仮想転倒角と言い  $\theta_a$  で表す。CT\_1 の一様地盤におけるアウトリガーの沈下はジブ起伏角の減少とともに発生し、機体は徐々に傾斜した。仮想転倒時の沈下量  $s/D$  は 0.15 であり、仮想転倒角( $\theta_a$ )は 1.3 度である。沈下による機体の傾斜角速度は約 0.1deg/sec でほぼ一定である。仮想転倒時のジブ起伏角は 35 度であり、沈下による機体の傾斜を考慮して算出したジブと地盤の相対角度は 33.7 度である。一方、CT\_2 においては、ジブ下降開始から約 16 秒後の 55 度付近においてアウトリガーの沈下が発生し、その速度は一様地盤に比べて約 17 倍であった。また CT\_3 では、下降開始から約 26 秒後のジブ起伏角 46.5 度において、アウトリガーが急激に沈下し、機体は 5.8 度傾斜して転倒に至った。ジブと地盤の相対角度は 40.7 度であり、CT\_1 の 33.7 度に比べて 7 度大きな値を示した。

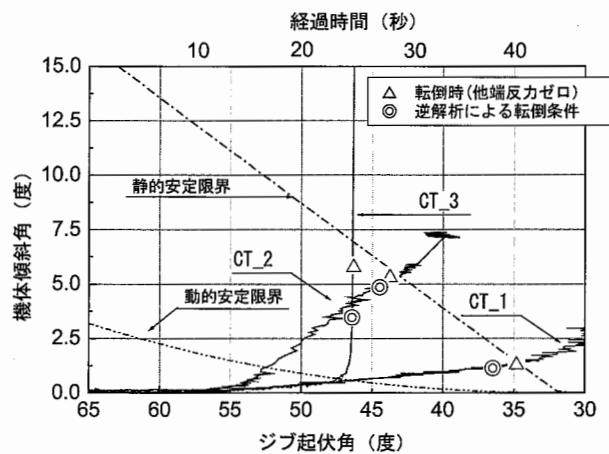


Fig. 6 Effects of ground conditions on behavior of overturning.  
アウトリガーの沈下による模型クレーン転倒時のジブ起伏角と機体傾斜角の関係

アウトリガーの沈下による移動式クレーンの静的安定限界と動的安定限界を理論解析的に検討した。それ

ぞれの解析法の詳細は既報<sup>10)</sup>に譲り、概要のみを以下に述べる。アウトリガーが沈下すると機体が傾斜するとともに、ジブが回転して地盤とジブの相対角度も減少する。その結果、モーメントの腕の長さが増加するために、転倒モーメントが増加してクレーンは不安定化する。これをクレーンの静的な不安定化と考え、静的安定限界はそれぞれの機体条件において、静的な安定状態にある最大の沈下状態と定義した。この時の機体傾斜角を以下、静的転倒角と呼び、 $\theta_s$ と表す。

動的安定限界<sup>23), 24)</sup>は、つり荷側アウトリガーの急激な沈下によるクレーンの転倒を衝突の理論によって解析することにより算出した。急激なアウトリガーの沈下を自由落下と仮定し、落下による位置エネルギーの変化量が運動エネルギーに変換され、これが沈下したアウトリガーを支点とする回転運動のエネルギーに変換されると仮定して解析を行った。動的安定限界も同様に、動的な安定状態を保つことができる最大の沈下状態と定義した。この時の機体傾斜角を以下、動的転倒角と呼び、 $\theta_d$ と表す。

また上記の理論解析法を応用し、実験で計測したアウトリガーの沈下一時間関係から、クレーンに発生する回転運動エネルギーを経過時間に対して算出し、運動的な転倒条件を逆解析した。その方法は初めに、後ろ側アウトリガー(Fig. 7 の A 点)を支点として回転する角速度( $\omega_0$ )を沈下一時間関係から算出する。次に回転支点が前側アウトリガー(B 点)に移動したと仮定した角速度( $\omega$ )を求める。 $\omega_0$ と $\omega$ の関係は Fig. 8 に示すモデル条件において式(1)によって表される。

$$\omega = \left( k^2 + r^2 - ab \right) \omega_0 / \left( k^2 + r^2 \right) \quad (1)$$

ここで、 $k$  はクレーンの全重心 G 回りの回転半径である。

次に、B 点回りに回転する運動エネルギーがすべて位置エネルギーに変換されると仮定して、重心 G が上昇できる高さ $\Delta h_a$ を式(2)によって求める。

$$\Delta h_a = \frac{(k^2 + r^2) \omega^2}{2g} \quad (2)$$

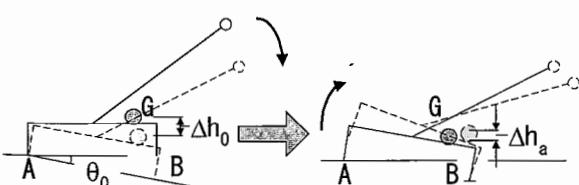


Fig. 7 Schematic drawing of kinetic overturning.  
動的転倒の経過

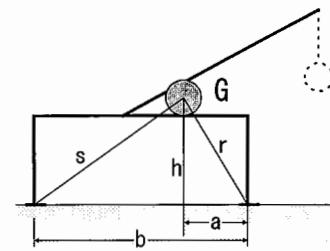


Fig. 8 Modeling the crane's center of gravity.  
クレーン重心 G のモデル化

支点 A 回りの角速度 $\omega_0$ に対応する機体傾斜角を $\theta_0$ とする。転倒は、重心 G が水平移動して支点 B の外側に位置した時と定義され、転倒に必要な重心の鉛直変位量( $\Delta h_b$ )は幾何学条件から式(3)で表される。

$$\Delta h_b = r - h \cos \theta_0 - a \sin \theta_0 \quad (3)$$

よって、クレーンの転倒条件は式(4)で表される。

$$\Delta h_a > \Delta h_b \quad (4)$$

運動的転倒限界は、運動エネルギーが転倒に必要な重心移動の位置エネルギーに等しくなった時の沈下状態と定義した。逆解析によって求められた転倒時の機体傾斜角を以下、運動的転倒角と呼び、 $\theta_r$ で表す。

静的転倒角と動的転倒角をそれぞれ一点鎖線と二点鎖線で Fig. 6 に示す。両者の機体傾斜角を比較すると、例えば、ジブ起伏角が 47 度において約 10 倍の差異を示す。CT\_1 及び CT\_2 の $\theta_a$ (△印)は静的転倒角の近傍に位置し、両者は静的な不安定化によって転倒に至ったことがわかる。一方、CT\_3 の $\theta_a$ は CT\_1 及び CT\_2 に比べて曲線の内側下方に位置し、静的転倒角に比べて少ない機体傾斜角で転倒したことを示す。このため CT\_3 では、静的な不安定化に加えて動的な不安定化が生じたために転倒したと考えられる。

実験によるアウトリガーの沈下記録から算出した運動的転倒角を○印で示す。CT\_1 及び CT\_2 においては、 $\theta_r$ (○印)と $\theta_a$ (△印)はほぼ一致した。これは、両者の転倒は沈下に伴う回転運動エネルギーの影響が非常に少なく、ほぼ静的な安定限界に到達した時点で転倒した結果を裏付けており、クレーンの転倒は仮想転倒の時点にほぼ一致した。一方 CT\_3 では、 $\theta_r$ (○印)が $\theta_a$ (△印)に比べて小さい値となり、動的転倒角に近づく。これは、CT\_3 のアウトリガーの沈下速度が CT\_1 と CT\_2 に比べて高いために静的安定限界に到達する以前に、転倒に必要な回転エネルギーを備えたことを意味する。言い換えると、急激な前脚アウトリガー(B 点, Fig. 6)の沈下に伴って、後ろ脚アウトリガー(A 点, Fig. 6)周りの角速度が増加したために、後ろ脚

の反力がゼロとなる仮想転倒時よりも早期にクレーンは転倒に必要な回転運動エネルギーを備えたことを意味する。動的転倒角は転倒支点の自由落下を仮定して求められるが、実験で再現されたアウトリガーの急激な沈下は、地盤の抵抗力によって自由落下に比べると速度が低く現れた。そのため、回転運動エネルギーに変換される位置エネルギーが減少し、 $\theta_r$ は動的転倒角に比べて大きくなつたと考えられる。急激な沈下に応答して転倒した CT\_3 では、 $\theta_r$ が $\theta_s$ と $\theta_d$ のほぼ中間の値を示した。

急激な沈下特性を有する  $H/D=1.0$  の地盤条件に対して、転倒時のクレーンのジブ長とジブ起伏角が異なる 4 つの実験ケースの転倒挙動を Fig. 9 に示す。

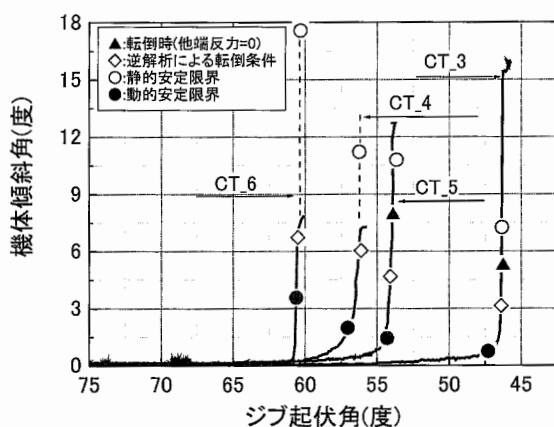


Fig. 9 Relationship between tilt angle of crane and jib angle during overturning.  
ジブ起伏角と機体傾斜角の関係

図中に示す▲印は仮想転倒角( $\theta_a$ )、○印は静的転倒角( $\theta_s$ )、●印は動的転倒角( $\theta_d$ )、◇印は運動的転倒角( $\theta_r$ )を示す (Table 5 参照)。比較する 4 つの実験ケースは、CT\_4 のジブ長が 40cm であり、CT\_6 は 90cm である。CT\_3 と CT\_5 の両者は 60cm であるが、遠心加速度が異なるために転倒時のジブ起伏角はそれぞれ 46.5 度と 54 度であった。

4 つの実験ケースにおける安定限界の比較を述べる。CT\_3 はジブ起伏角が 46.5 度の時に機体傾斜角 5.2 度で転倒した( $\theta_a$ 、▲印)。一方、CT\_5 はジブ起伏角が約 54 度の時に機体傾斜角が 8 度で転倒しており、ジブ起伏角は CT\_3 に比べて約 7 度大きく、機体傾斜角( $\theta_a$ )は約 3 度大きい。両者のつり荷質量は等しいが、転倒時のジブ起伏角は異なるため、CT\_3 と CT\_5 の静的な不安定性(○印)は異なる。

CT\_5 の静的転倒角( $\theta_s$ )が約 10.8 度であるのに対して、仮想転倒角( $\theta_a$ )は約 8 度であり、転倒は静的転倒角より

も小さい条件で発生した。一方、動的転倒角( $\theta_d$ )は 1.4 度であり、急激な沈下に対しては非常に不安定であり、わずかな傾斜で転倒条件を満たす。これに対して、運動的転倒角( $\theta_r$ 、◇印)は 4.8 度であり、 $\theta_d$ と $\theta_a$ のほぼ中間で運動的な転倒条件を満足したことが解った。同様の検討を CT\_3 について行うと、転倒時のジブ起伏角が小さいために CT\_3 は CT\_5 に比べて不安定化し、理論的な安定限界の $\theta_s$ と $\theta_d$ 及び実験結果による安定限界の $\theta_a$ と $\theta_r$ はともに減少した値を示した。

クレーンの安定性は作業条件(ジブ長とジブ起伏角)に左右されるため、解析的に求められた安定限界( $\theta_s$ )は、静的安定限界( $\theta_s$ )の違いを考慮して相対的に評価される必要がある。そこで、式(5)に示す不安定指數( $F$ )を導入して転倒条件を定量化し、これをクレーンの相対的不安定性の指標として用いた(Table 4 参照)。

$$F = \frac{\tan \theta_r}{\tan \theta_s} \quad (5)$$

計算の結果、CT\_5 と CT\_3 の  $F$  はそれぞれ 0.44 と 0.42 と算出され、ほぼ一致した値を示した。また、ジブ長が 90cm である CT\_6 も  $F$  は 0.39 となり、近似した値を示した。ジブ長が 40cm である CT\_4 の  $F$  は 0.6 と若干高めの値を示したが、これは模型クレーンが転倒中に転倒支点のアウトリガーが折損したために、転倒挙動が乱れたことによる差異と考えられる。よって、アウトリガーの沈下によるクレーンの転倒は、ジブ起伏角やジブ長などの作業条件の影響によって転倒時の機体傾斜角は異なるが、静的な不安定限界に対する相対的な不安定性( $F$ )は同一地盤条件ではほぼ等値を示し、地盤の沈下特性がクレーンの不安定性に大きく影響を及ぼすことが実験的に確かめられた。

#### 4. まとめ

本研究では、支持地盤の沈下特性の違いが移動式クレーンの転倒に与える影響を実験的に解明することを目的として、遠心模型実験による転倒シミュレーションを行った。支持地盤の条件として、ロームによる一様地盤と表層が固結した 2 層地盤について実験を行った結果、支持地盤の沈下挙動の違いがクレーンの転倒に大きな影響を与えることが解った。特に、地盤の急激な沈下はクレーンを動的に不安定化させることが明らかになり、今後の転倒防止対策として配慮すべき地盤の状態や調査範囲に関して有益な情報が得られた。以下に本研究の結論を要約する。

1. 模型地盤の支持力特性について、一様地盤はアウトリガーフロートの載荷圧力が締め固め圧力を越え

- ると沈下割合が増加した。表層がロームの約 9 倍の強度を有する 2 層地盤は一様地盤に比べて地盤の支持力が高く、その強度は表層の厚さ( $H$ )とともに増加した。一方、降伏後のアウトリガー沈下速度は、一様地盤に比べて 2 層地盤の方が速くなる傾向を示し、特に表層固結層厚( $H$ )に対するフーチング径( $D$ )の比  $H/D$  が 1.0 の場合は、急激な沈下を示した。
2. アウトリガーが沈下した地盤の周辺を観察した結果、変位はフーチング（フロート）の直下に集中して見られた。一方、地盤表面には膨れ上がりや亀裂は見られず、パンチング的な破壊性状が見られた。
  3. 模型クレーンを用いて、支持地盤のめり込み沈下による転倒シミュレーションを遠心模型実験により実施した。転倒支点に対して他端の反力がゼロになった機体の状態を仮想転倒角( $\theta_a$ )と定義し、理論的に求めた静的転倒角( $\theta_s$ )及び動的転倒角( $\theta_d$ )と比較した。その結果、一様地盤と  $H/D=0.5$  の 2 層地盤では  $\theta_a$  はほぼ  $\theta_s$  に一致したが、急激な沈下を示した  $H/D=1.0$  の 2 層地盤では、 $\theta_a$  が  $\theta_s$  よりも小さな値を示し、クレーンが動的に不安定化することが実験的に確かめられた。
  4. 転倒実験における沈下-時間関係から運動的な安定限界の転倒角( $\theta_r$ )を逆解析して求めた。その結果、一様地盤と  $H/D=0.5$  の 2 層地盤の  $\theta_r$  は  $\theta_a$  および  $\theta_s$  にほぼ一致し、静的限界に到達したことによる転倒であることが確かめられた。一方、 $H/D=1.0$  の 2 層地盤では、 $\theta_r$  が  $\theta_a$  よりも低い値を示し、 $\theta_s$  と  $\theta_d$  のほぼ中間値であった。これはクレーンが、急激な沈下の発生直後に運動的な転倒条件を満足したことを意味する。そのため、アウトリガー反力をモニターして他端反力の低下から転倒危険性を検知する安全装置が、脆性的な破壊特性を有する地盤においては、必ずしも有効でないことがわかった。
  5. 運動的転倒角を静的転倒角によって正規化し( $F$  値)、相対的な不安定性を比較した。つり荷の重さやジブ起伏角およびジブ長などの作業条件に比較して、地盤条件による影響が相対的不安定性に支配的である。沈下に伴う転倒危険性は地盤の脆弱性とともに増大することが明らかになった。
  6. 支持地盤の破壊に伴うアウトリガーの沈下挙動は、地盤を構成する土の種類やその強度分布に左右される。そのため、移動式クレーンの安定性は支持地盤の条件に依存する。転倒災害の防止のために

は、クレーン作業に際して設置される地盤の強度とともに破壊特性に起因した降伏後の沈下特性を調査し、安全性を事前評価することが必要であることがわかった。

## 参考文献

- 1) 中央労働災害防止協会：労働安全衛生年鑑 平成 10 年版, pp.172~173, 1999.
- 2) 建設業労働災害防止協会：建設業安全衛生年鑑 平成 10 年版, p.124, 1999.
- 3) (社) 日本クレーン協会：クレーン年鑑, 平成 10 年版, p.42~47, 1994.
- 4) 労働基準調査会：安衛法便覧 1 平成 10 年度版, クレーン等安全規則 第 10 条の一, p.1219, 1998.
- 5) 労働基準調査会：安衛法便覧 2 平成 10 年度版, 移動式クレーン構造規格, pp.405~425, 1998.
- 6) 労働基準調査会：安衛法便覧 2 平成 10 年度版, クレーン又は移動式クレーンの過負荷防止装置構造規格, pp.506~507, 1998.
- 7) 玉手 聰, 堀井宣幸, 豊澤康男：建設機械の転倒災害の発生状況に関する調査, 第 25 回安全工学シンポジウム, pp.211~212, 1995.
- 8) 伊藤 廣：移動式クレーンの知識, 鹿島出版会, pp.46~49, 1994.
- 9) 玉手 聰：移動式クレーンの転倒に占める地盤工学的原因の調査, 第 31 回安全工学シンポジウム, pp.283~286, 2001.
- 10) 玉手 聰, 堀井宣幸, 豊澤康男, 末政直晃, 片田敏行, 高野裕亮：支持地盤の不安定性が移動式クレーンの転倒に及ぼす影響, 土木学会論文集 No.596/III-43, pp.163~174, 1998.
- 11) 労働基準調査会：安衛法便覧 1 平成 10 年度版, クレーン等安全規則 第 70 条の三, p.1283, 1998.
- 12) 労働基準調査会：安衛法便覧 2 平成 10 年度版, 移動式クレーン構造規格 第 13 条及び第 14 条, pp.410~411, 1998.
- 13) 堀井宣幸, 玉手 聰, 豊澤康男：遠心力載荷装置を用いた飽和粘性土地盤の崩壊時の変形挙動, 労働省産業安全研究所 研究報告 RR92, pp.63~74, 1993.
- 14) 深川良一, 室 達郎, 加藤祐理, 森田悠紀雄：地盤破壊を考慮したクレーン車の転倒条件, 土木学会論文集, 第 504 号/VI-25, pp.61~70, 1994.
- 15) 小笠原 保, 廣末理恵, 大草一昭：移動式クレーンの作業中の転倒事故低減システムの開発, 建設の機械化 平成 10 年 8 月号, pp.12~16, 1998.
- 16) S.Tamate, N.Horii, Y.Toyosawa, N.Suemasa &

- Y.Takano : "Simulating the Overturning of Mobile Cranes due to Penetration of Outriggers", Proceeding of Centrifuge 98, pp.901～906, 1998.
- 17) 安部正邦：支持地盤の破壊特性が移動式クレーンの転倒に与える影響, 平成 11 年度武蔵工業大学卒業論文, pp.48～54, 2000.
- 18) 玉手 聰, 堀井宣幸, 豊澤康男, 末政直晃, 片田敏行, 安部正邦 : セメント混合ロームの一軸圧縮強さに及ぼす含水比の影響, 地盤工学会第 35 研究発表会講演集, pp.1165～1166, 2000.
- 19) 吳屋圭俊 : 急激なアウトリガーの沈下が移動式クレーンの転倒に及ぼす影響, 平成 10 年度武蔵工業大学卒業論文, pp.22～37, 1999.
- 20) 石田直子 : 移動式クレーンの車の転倒事故防止に関する基礎的研究, 平成 8 年度武蔵工業大学卒業論文, pp.91～100, 1997.
- 21) 玉手 聰, 堀井宣幸, 豊澤康男, 末政直晃, 片田敏行, 吳屋圭俊 : 急激な基礎の沈下による移動式クレーンの転倒実験, 地盤工学会第 34 研究発表会講演集, pp.1371～1372, 1999.
- 22) 玉手 聰, 堀井宣幸, 豊澤康男, 末政直晃, 片田敏行, 吳屋圭俊 : 基礎の沈下による移動式クレーンの転倒シミュレーション, 土木学会第 54 回年次学術講演会講演概要集第 3 部 A, pp.916～917, 1999.
- 23) 前田 豊, 井上威恭 : 動的転倒に対する検討, 安全工学, Vol.12, No3, pp.198～202, 1973.
- 24) 高野祐亮 : 地盤破壊による移動式クレーンの転倒メカニズムの解明, 平成 8 年度武蔵工業大学修士論文, pp.36～49, 1997.

(平成 13 年 12 月 28 日受理)