

労働安全衛生総合研究所安全資料

SAFETY DOCUMENT

OF

THE NATIONAL INSTITUTE OF OCCUPATIONAL SAFETY AND HEALTH

JNIOSH-SD-NO.28 (2010)

大型建設機械の不安定性と転倒防止のための安全要件



大型建設機械の不安定性と転倒防止のための安全要件

目次

第1章	序論	1
1.1	はじめに	1
1.2	研究の構成	1
第2章	事例研究	5
2.1	災害事例1	5
2.2	災害事例2	10
2.3	まとめ	15
2.4	再発防止の検討	17
2.5	参考文献	17
第3章	転倒防止に関する安全基準の国際比較	19
3.1	日本の安全基準	19
3.2	海外の安全基準	24
3.3	安全基準の国際比較	36
3.4	まとめ	38
3.5	参考文献	39
第4章	実大現場実験	41
4.1	実験の概要	41
4.2	現場密度試験	42
4.3	水準測量	44
4.4	現場支持力試験	46
4.5	自走実験による挙動計測	51
4.6	くい打機の安定度	53
4.7	自走時応答の実験的解析	57
4.8	まとめ	66
4.9	参考文献	67

第5章	くい打機のモデル化と実験装置の開発	69
5.1	小型くい打機模型の作製	69
5.2	車軸に生じる載荷荷重の計測	76
5.3	模型地盤の条件	77
5.4	地盤の起伏と支持力	84
5.5	遠心場走行実験の実験条件	86
5.6	参考文献	89
第6章	自走挙動の実験的考察	91
6.1	収録データの基本解析	91
6.2	関東ロームの模型地盤における起伏の指標化	92
6.3	履帯に作用する理論接地圧	94
6.4	均質平坦地盤 ($F_s=1.5$) における実験	96
6.5	均質平坦地盤 ($F_s=0.8$) における実験	98
6.6	平坦均質な関東ローム地盤における実験	99
6.7	関東ロームの起伏地盤における実験	102
6.8	まとめ	105
6.9	参考文献	105
第7章	履帯基礎の支持力と敷鉄板の養生性能	107
7.1	実験装置	107
7.2	履帯基礎の支持力に与える荷重偏心の影響	107
7.3	敷鉄板による移動荷重の分散効果	109
7.4	重敷きの分類と養生性能	112
7.5	敷鉄板を敷設した地盤の遠心場走行実験	115
7.6	まとめ	116
7.7	参考文献	117
第8章	不安定要因の分析	119
8.1	機械の不安定要因	119
8.2	地盤の不安定要因	124

8.3	支持地盤の破壊に対する安全の検討	126
8.4	機体の転倒に対する安全の検討	129
8.5	まとめ	130
8.6	参考文献	132
第9章	転倒防止のための安全要件	135
9.1	条件と閾値の提案	135
9.2	参考文献	137
第10章	まとめ	139
10.1	概説	139
10.2	第1章の要約	139
10.3	第2章の要約	139
10.4	第3章の要約	140
10.5	第4章の要約	140
10.6	第5章の要約	140
10.7	第6章の要約	140
10.8	第7章の要約	141
10.9	第8章の要約	141
10.10	第9章の要約	142
	謝 辞	142
	抄 録	143

大型建設機械の不安定性と転倒防止のための安全要件

玉手 聡*, 堀 智仁*

Safety Requirements for Prevention of Overturning by Drill Rigs and Piling Equipments in Consideration of the Potential of Instability

By Satoshi TAMATE* and Tomohito HORI*

Abstract: Drill rigs and piling equipments are large pieces of construction machinery used to build pile foundations and to improve the ground stability. Crawlers comprised in the lower base enable the machines to propel themselves. A tall leader given in the upper superstructure provides top heavy weight distribution. Sufficient bearing capacity and flatness are required in the supporting ground to keep the machinery stable without any tilts while propelling between the positions to drill. Nevertheless, overturning occurs in connection with these kinds of construction works. This study focuses on the phenomenon of ground instability causing machines, so called drill rig in this study, to overturn.

Two sets of crawlers support the drill rig to restrict pitching during operations of self propelling. Nevertheless, the drill rig may become quite unstable if the crawlers should happen to sink into the bearing ground. Overturning huge machinery gives quite large damages to facilities in the sites as well as surrounding societies. Accordingly, it is important to prevent the overturning of drill rigs at works.

Two potential causes concerned in drill rigs becoming unstable. One is a problem caused by structural instability so that the body is composed of a top heavy weight distribution. An overturning moment much increases with an increase in tilt due to ground penetration. In addition, a pitching at the self propelling causes to increase inertia to overturn. The other is concerned with supporting grounds. An excavation in sites and an overlaying by reclaimed soil are performed in the processes of constructions. These works produce an uneven surface as well as a distribution of different stiffness on the supporting grounds. Then, the drill rigs pitch by differential settlement in the crawlers during the self propelling. Therefore, risk of the overturning in drill rigs arises in aspect of the self propelling in the work sites.

In this paper, firstly, investigations on safety code and regulations in Japan as well as in Europe and analyses of the accidents in the past are conducted to make sure the problems in terms of keeping stability in the drill rigs.

Secondary, prototype model tests were carried out to investigate the basic characteristics of pitching during the self propelling. A huge drill rig composing 1MN of self weight moved on a test yard that was prepared in the developing site of the Tokyo International Airport. A series of leveling, ground density tests and bearing capacity tests were performed to clarify the condition of supporting ground to be propelled by the drill rig in advance. Predominant frequency is distributed in around 1Hz so that the drill rig pitches by long period during propelling. As a value of horizontal acceleration in the upper leader shows the maximum, it is ascertained that the drill rig pitches around fulcrum of the front drivers supporting crawlers.

Thirdly, a series of experimental simulations using a newly developed 1/30 scaled model of the drill rig was performed in a centrifuge in order to classify the hazards causing the drill rigs unstable. It was made sure that distribution of differential stiffness in supporting grounds induces the drill rigs to pitch at the propelling as well as uneven surface. An acting pressure through the crawlers shows the highest value at the front drivers. It was also

confirmed that pitching during the self propelling causes to oscillate the values of acting pressure. And, a difference in characteristics of pitching, while amplitude and a frequency of the pitching, varies both the maximum value and standard deviation of the acting pressure. Coefficients of variations decrease in the flat and stiff supporting grounds. An average inclination of supporting ground (θ_{bv}) is introduced by frequency analyses on profile of surface. Several sets of experiments were conducted on model grounds which consist of a different θ_{bv} and its variation.

This study concludes that the stability angle (θ_a) in drill rigs should be set higher values to keep stable against happening of settlement in crawlers, existence of uneven surface and occurrence of pitching. A number of safety factors on bearing capacity (F_s) also should be set higher by penetration measures on supporting ground to prevent the tilt in the drill rigs. It is also important to reduce the ranges of distribution on bearing capacity of supporting ground so as to decrease a differential settlement in crawlers. Accordingly, this study proposes to set the drill rigs by $F_s > 3$, $\theta_a > 10$ and $\theta_{bv} < 1.25$ to keep stable while propelling.

Keywords: Drill rig, Piling equipment, Mobile crane, Overturning, Self propelling, Pitching, Excavated soft ground, Uneven surface, Construction site, Bearing capacity of ground, Safety factor

1 序 論

1.1 はじめに

本研究の目的は基礎工事用の大型建設機械の転倒防止に資する情報を提供することである。この機械は労働安全衛生法施行令第10条第2項に規定された建設機械を想定しており、別表第7第3項に記載された基礎工事用機械のうち大型のものを意味している。すなわち、くい打機、くい抜機、アース・ドリル、リバース・サーキュレーション・ドリル、せん孔機、アース・オーガ、ペーパー・ドレーン・マシーン等である。これらの機械はベースマシーンが類似しており、その安定特性はほぼ同等と見なされる。本研究では特に断らない限りこれらの機械をまとめて「くい打機」と呼ぶ。

くい打機の転倒原因には設置地盤の支持力不足が多く見られる。その背景にはトップヘビーな構造を有する機械が現場内を自走することと、この機械が使用される施工現場が潜在的に軟弱な地盤であることの2つの不安定要因があると考えられる。本研究では施工現場を自走するくい打機の不安定化メカニズムを明らかにし、安定設置に必要な地盤の支持力要件を検討した。

くい打機は下部走行体と上部旋回体より構成される車両系建設機械である。この機械は地盤改良工事や基礎工事に用いられるものである。従って、元々強固ではない地盤を改善する工事に用いられ、潜在的に不安定な地盤での作業を余儀なくされる。過去に発生した転倒災害を調査すると、自走中の転倒が見られる。転倒状況を詳細に分析すると、掘削や埋め戻された現場内をトップヘビーな状態で自走していた時に発生していたことが明らかになった。転倒防止には施工現場の地盤養生が不可欠である。対策方法は比較的シンプルで容易なものである。従って、対策の実施により確実に転倒は防止されるものである。

転倒は地盤養生が不確実であったために発生したもの

がほとんどであるが、その他の危険要因が重なって転倒に至った事例も見られた。すなわち、地盤養生に本来備わるべき安全の余裕が少なかったために、偶発的に生じたその他の危険要因を許容することができずに限界を超えたものである。地盤養生には、表層のセメント安定処理と敷鉄板の敷設が一般的であり、通常はある程度余裕を持った支持力が得られる。しかし、災害に見られたような不十分な地盤養生が行われる背景には、設置地盤の支持力に対する過信や判断の誤りがあった。また、くい打機の安定性に対する過信も見られた。従って、くい打機の使用には様々な危険が潜在していることを理解したうえで、施工現場の地盤養生は適切な安全の余裕をもって実施されることが必要である。

この安全の余裕がどの程度必要なのかを定量化するためには、危険要因を詳細に分析し、その不確実性を明らかにする必要がある。くい打機の転倒に関する検討では、「何(どのような要因)」が「どのくらい」機体を不安定化させるのかを明らかにする必要がある。従って、くい打機の転倒に与える要因と危険性を解明することにより、防止対策の選択が可能になる。

都市部の開発では地盤改良が行われ、大型建設工事では基礎工事が不可欠となっている。くい打機の使用は増加しており、その転倒防止は重要かつ急務な問題と言える。同種災害の再発を防止するためには、くい打機の不安定性を検証し、安定設置に必要な地盤条件を明らかにする必要がある。

1.2 研究の構成

本研究は大きく以下の6つの内容で構成されている。

(1) 災害事例の調査

過去に発生した災害事例を調査し、くい打機による施

工が有する安全上の問題点と解明が必要な事項を整理している。事例検討では下部走行体の履帯が沈下したために発生したくい打機の転倒について、発生状況を整理し、機体及び支持地盤に関する危険要因を分析した。そして、くい打機の施工に潜在する転倒危険性を考察した。

(2) 安全基準の国際比較

労働安全衛生規則(厚生労働省令)では設置地盤の沈下防止を義務づけており、くい打機の転倒防止について安定設置の必要性を定性的に述べている。車両系建設機械構造規格(厚生労働省告示)では、設置地盤が水平かつ堅固であることを前提に機体の安定度を定めている。国内の学協会では安定度の推奨値を同規格とは別に示しており、事業者はこれを実用上の許容値として用いている。

欧州規格(European Norm, EN 規格とも呼ばれる)はくい打機の転倒防止に関する基準を示しており、安定度については使用状況に応じた分類が示されている。

本研究では安全基準に関する国内外の比較を示し、転倒防止に必要な措置を検討する上で解明が必要な事項を整理した。

(3) 現場実大実験による自走挙動の計測

自走するくい打機の標準的な挙動を調査することを目的に現場実大実験による揺動の計測を行った。この実験は東京国際空港国際線地区エプロン等整備等事業が行われていた施工エリアにおいて実施したものであり、国土交通省と施工業者の協力により実現した。使用したくい打機は機体重量が 100 トンを超える大型のサンドコンパクション用機械であった。

実大くい打機の自走挙動を解析することにより、後述する遠心模型実験と比較できる標準的な挙動を明らかにした。

(4) 遠心場走行実験による転倒危険要因の解明

くい打機を約 1/30 スケールに縮小した小型走行模型を開発して遠心場走行実験を行った。その目的は、転倒に

与える機械側と支持地盤側の危険要因を解明するためであり、パラメータを変化させた再現実験を行うためである。小型走行体の挙動を計測することによって、対象とする要因の危険レベルを直接的に知ることができる。

この模型は本研究において開発したものであり、30g の遠心力に耐える筐体と自走可能な動力が備わる。リーダー部に搭載する付加質量の大きさと高さを変えることによって、任意な安定度と重心位置が再現できる。3 成分の加速度計が小型走行体上の 5 箇所に備わり、機体に生ずる揺動を計測する。遠心場走行実験では実機と同じ接地圧力レベルを再現可能であり、履帯を支持する全ての車軸には載荷荷重を計測するための計測器が備わる。これによって支持地盤に働く接地圧力を計測できる。

本研究では施工現場を自走するくい打機を物理モデル化し、潜在する危険性の解明に取り組んだ。

(5) 履帯基礎の支持力と敷鉄板の養生性能に関する実験的解明

くい打機の下部走行体に備わる履帯の基礎模型を製作し、その載荷圧力と沈下比の関係を実験的に調査した。この調査では機体重心の違いを荷重の偏心により再現した。また、地盤養生に用いる敷鉄板について、接地圧力の分散効果を実験的に調査した。くい打機は現場内を移動して施工する。従って敷鉄板には移動荷重として働く。

本研究では敷鉄板の分散効果が載荷位置で異なることを示すとともに、重複の与え方によっても変化することを明らかにした。

(6) 機体の揺動と履帯接地圧力に与える安定度と支持力条件の影響

上記(4)の遠心場走行実験で得られたくい打機の挙動を解析し、機械側要因と地盤側要因が転倒に与える影響を調査した。機械側要因については、安定度と重心高さ及び走行速度に着目した。地盤モデルは均質平坦地盤、不均質平坦地盤、不均質起伏地盤の順に段階的に高度化させて、地盤側要因の影響を調査した。そして、支持地盤

の破壊危険性と機体の転倒危険性に関する観点から考察を加えた。

本研究ではくい打機と設置地盤の両方に潜在する要因が転倒に与える影響について、実験から直接的に得られた変動係数を用いて確率的手法による評価を実施した。支持地盤の破壊確率と機体の不安定危険の確率を解析し、安全な施工に必要な条件を検討した。

以上の検討に基づいて、本安全資料ではくい打機の転倒を防止するために必要な条件を安全要件として提案している。

2 事例研究

くい打機は大型機械でありその転倒は大規模な災害を引き起こす。被害は建設現場内にとどまらず周辺社会を巻き込んで拡大するため、その防止は社会的に重要な課題となっている。2001年から2010年までの10年間に発生した転倒災害を朝日新聞のデータベース(聞蔵II)から検索した。表2-1-1は年間の転倒件数を示す。右列には転倒が自走中であったものの内訳を示す。本調査はくい打機(車両系建設機械)の転倒のみを集計したものであり、移動式クレーンのそれは含まない。

年平均の転倒件数は1.7であり、その65%は自走時に発生している。これは杭基礎などを築造するためにくい打機が現場内を自走して移動した際に発生したことを意味する。従って、くい打機の転倒を防止するためには、まずこの移動時に潜在する危険を解明し、対策を検討することが不可欠と考える。

本章ではくい打機の2つの転倒事例を考察する。両事例はいずれもくい打機が現場内を移動中(自走中)に転倒した災害である。本考察では両災害の発生状況を整理し、次いで転倒原因を分析する。そして、施工における安全上の問題点を考察して、不安定要因を検討する。

表2-1-1 2001年から2010年に発生したくい打機の転倒災害と自走時転倒の件数^{注1)}

年	転倒件数	内、自走時
2001	3	1
2002	2	1
2003	1	1
2004	0	0
2005	2	2
2006	1	1
2007	2	1
2008	3	2
2009	2	1
2010	1	1
小計	17	11(65%)

注1 朝日新聞データベース(聞蔵II)より

2.1 災害事例1

ビル建築工事現場において、写真2-1-1に示すようにくい打機が転倒した。履帯の車軸付近には大きな沈下が見られ、このくい打機は設置地盤が不安定なために転倒したことがわかる。この災害では現場の作業員2名が重傷を負った。

本転倒災害はビル建築工事現場において地中連続壁(ソイルミキシングウォールとも呼ばれ以下、SMWと言う)を築造する過程で発生したものである。

後述するが、この現場の表層地盤にはセメント安定処理が施されるとともに、敷鉄板が敷設されていた。しかしながら、支持地盤は局所的に破壊し、履帯には大きな沈下が生じた。

本事例分析では、はじめに発生時の状況を整理し、次に転倒原因を分析する。そして、本事例で明らかになった安全上の問題点を述べる。



写真2-1-1 転倒したくい打機の様子

2.1.1 発生状況

(1) 作業の経過

災害に至るまでの経過は表2-1-2の通りである。現場の地盤表面はあらかじめセメント安定処理が施され、せん断強度が高められた。発生前日にはくい打機が搬入され、現場で一部が組み立てられた。

当日は午前9時に安全ミーティングが行われ、その日の作業が開始された。始めにくい打機の組み立てが行われたが、作業は約1時間で終了した。

SMWの施工に先立って、打設予定位置の溝掘削が行われた。この溝は幅1m、深さ0.8mを標準とし、長さは7mであった。この溝は探索堀とも呼ばれ、オーガによる地中掘削とこれに引き続いて実施するセメントと土の混合(これを削孔混練りと言う)をスムーズに行うために実施するものであった。

図2-1-1は日本材料学会「ソイルミキシングウォール(SMW)設計施工指針(改訂版)」¹⁾に示された標準的な施工手順を示す。「溝掘り」は施工位置の精度及び品質を向上させると同時に、施工位置における地中障害物の有無を調査するために実施される。また、この溝は削孔混練時に発生する泥土を処理するための溝としても機能する。最終的に、この溝部分に頭つなぎ梁が設置され、一体化したSMWが築造される。

「SMWの造成」ではくい打機を溝近傍に位置させ、作業が行われる。しかし、くい打機の大きな自重が溝近傍に働くと、溝壁は一般的に崩壊の危険が増大する。災害当時の作業プロセスは次の通りであった。

午前10:00頃、深さ40から50cm程度の溝を掘削したところ、一辺約30cmの四角形の板状の障害物が現れた。作業員はこれをバックホウで撤去しようとしたところ、その隣に埋設された水道管を誤って破損した。その結果、溝は湛水する事態となった。

午前10:45頃、水道局の担当者が現場に到着し、止水作業を行った。

表2-1-2 転倒発生当日の作業経過

時刻	当日の作業内容
9:00	くい打機の組立(前日からの継続作業)と準備作業(溝掘、敷鉄板等)の開始
10:00	バックホウによる溝掘り作業中に既存水道管を破損
10:03	水道局へ連絡
10:05	水中ポンプによる排水開始
10:45	水道局が到着
11:30	止水を完了
11:45	水道管の復旧が完了し、溝掘り作業及び養生鉄板(敷鉄板)の敷設作業を再開
12:15	同作業を完了
13:00	杭打ち作業着手のため、くい打機の移動を開始
13:10	くい打機が転倒

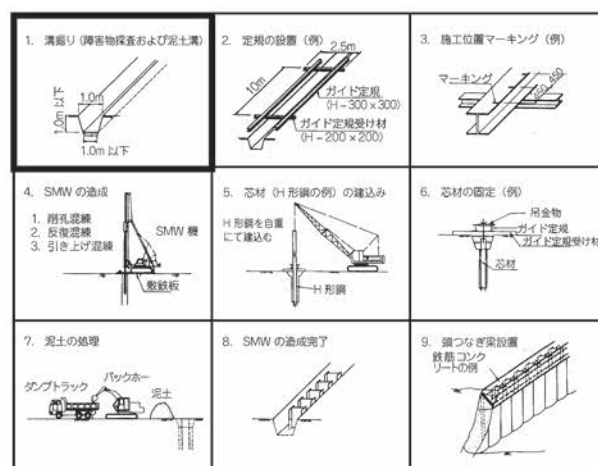


図2-1-1 SMWの施工手順書
(日本材料学会「ソイルミキシングウォール(SMW)設計施工指針(改訂版)」より)

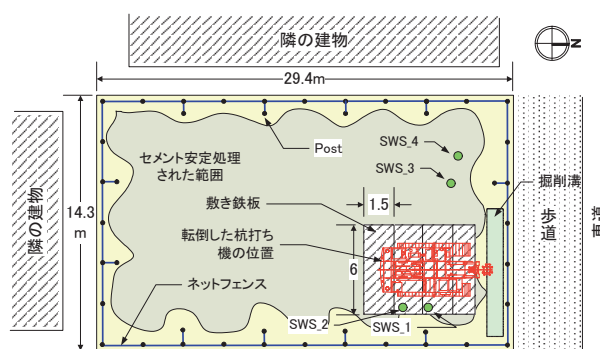
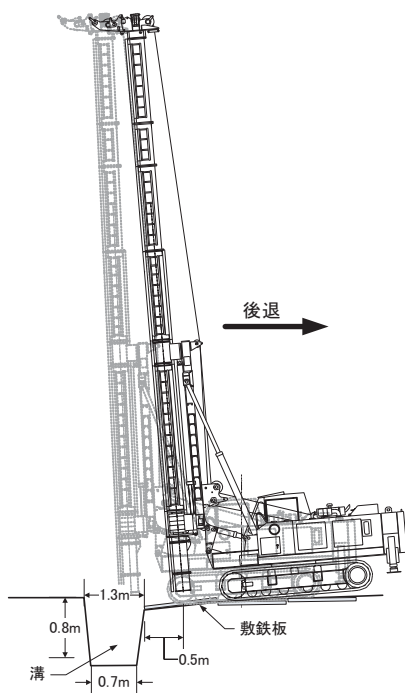
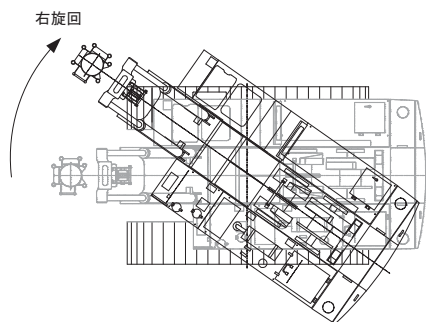


図2-1-2 発生現場における平面的配置



a) 溝部近傍からの離脱するための後退



b) 転倒モーメントを減少させるための右旋回

図 2-1-3 転倒直前の回避動作状況

出水から止水までの間、ポンプで水を排水させた。
 午前 11:45 頃、水道管が復旧し、溝掘削を再開した。
 午後 0:15 頃、溝掘削及び敷鉄板の敷設を終了した。
 午後 1:00 頃、くい打機の移動を開始した。
 午後 1:10 頃に図 2-1-2 に示す溝近傍の施工位置に到着したが、この時、敷鉄板に沈下が生じ、機体はゆっくりと傾斜した。

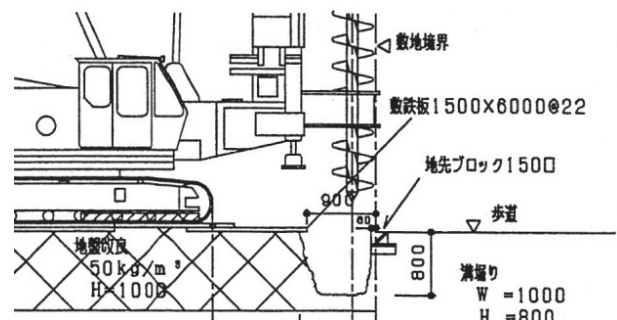
図 2-1-3 はこの時の回避動作から転倒までの模様を概念的に示す。機体傾斜の発生を察知した運転士は図

に示すように機体を後退させるとともに、上部構造体を右旋回させた。この旋回は傾斜が生じた方向の転倒モーメントを減少させるためであった。しかし、機体の傾斜は収まらず、転倒に至った。この時、機体に搭載されたコンプレッサーが現場作業員と警備員に激突し、両員とも骨折の重傷を負った。

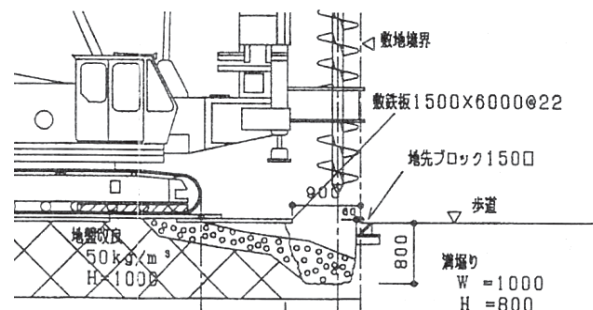
2.1.3 原因推定

(1) 履帯と溝の離隔不足

くい打機が転倒に至る直前の位置と溝の関係を図 2-1-4 に示す。図の a) に示す通り、履帯先端と溝壁部の離隔は 1.2m であった。同図の b) に示す地盤状況から、崩壊部分は履帯前方部の約 1/4 を占めていた。図面より推定した法肩からの崩壊長さは約 2.0m である。溝上部の幅は 1.0m であり、深さは 0.8m であった。



a) 溝壁部が崩壊する前の状況



b) 転倒の原因となった崩壊の様子

図 2-1-4 くい打機が転倒に至る経過

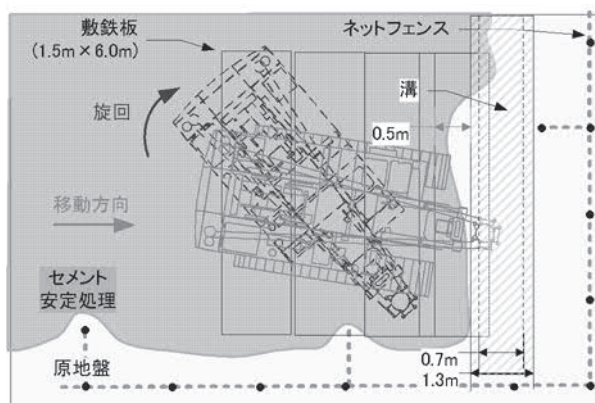


図 2-1-5 敷地境界とくい打機の離隔

日本材料学会「SMW 設計施工指針」では、溝幅は上部 1.0m、底部 0.7m、溝深さは 0.6m を施工の標準値として示しており、当該現場の溝は深さが若干大きかった。これに加えて同指針では、法肩と履帯の離隔について述べており、法先から角度 45 の掘削影響線に、さらに 0.2m 以上の余裕を与えて設置するように指示している。従って、本来は 1.0m 以上の離隔が必要であった。しかし、事故当時のくい打機の寄りつきでは離隔が 0.5m 程度であったと見られ、基準よりも小さかった。

(2) 設置地盤の支持力不足

地盤表層はセメント安定処理されるとともに、地表面には敷鉄板が法肩部から重複するように敷設されていた。しかし、写真 2-1-1 から明らかなように、履帯は大きく沈下し、敷鉄板には大きく折れ曲がりも見られた。従って、地盤の支持力が载荷圧力よりも小さかったことは明らかである。くい打機は図 2-1-5 に示すように敷地の境界近くに位置していた。後述するが、この付近に施されたセメント安定処理の効果にも比較的大きな違いが見られ、最大強度と最低強度の間の差は大きかった。

2.1.4 くい打機の安定条件

(1) 安定度の確認

厚生労働省令車両系建設機械構造規格²⁾の第 3 条では、くい打機は前後および左右方向に対して 5 度以上の安定度(θ_0)を有しなければならないことを述べている。ここで安定度とは、機械が安定に対して最も不利となる状態において傾けても転倒しない角度を表わし、前後左右について満足しなければならない値である。

表 2-1-3 にくい打機の諸元を示し、これに基づいて計算した機体の前方と側方の安定度を表 2-1-4 に示す。機体前方に対する安定度(θ_{af})は 18.4 度であり、側方の安定度(θ_{as})は 11.9 度であった。従って、本くい打機の安定度は規則で定める値よりも大きく、安定な条件であった。

表 2-1-3 くい打機の諸元

水平方向の重心位置 (G_x)	0.62m
鉛直方向の重心位置 (G_y)	3.36m
履帯の接地面の長さ (d)	3.475m
左右の履帯の中心間隔 (S)	2.660m

表 2-1-4 機体の安定度

	前方安定度	側方安定度
関係式	$\tan \theta_{af} = \frac{L - 2G_x}{2G_y}$	$\tan \theta_{as} = \frac{S - 2G_x}{2G_y}$
安定度	$\theta_{af} = 18.4 \text{ 度} > 5 \text{ 度}$	$\theta_{as} = 11.9 \text{ 度} > 5 \text{ 度}$

(2) 履帯面に働く接地圧力

履帯面に働く接地圧力は支持地盤が剛なものと仮定して求めることが可能であり、その計算方法が JIS A 8509-1:2007「基礎工事機械 - 安全 - 第一部：くい打ち機の要求事項」³⁾に示されている。また、(社)日本建設機械化協会の「移動式クレーン、くい打機等の支持地盤養生マニュアル」⁴⁾は旋回角度を考慮した接地圧力分布の具体的な計算方法を解説している。

これらの方法を用いて計算した結果、本事例の場合は旋回角度が 45 度の時の最大接地圧力が 165kPa であ

り、0度の時は146kPaと推定された。

なお、先にも述べたとおり、この計算式では地盤が剛と仮定されており、接地圧力の発生に伴って地盤に生じる沈下とこれによって生じる不同沈下、さらに傾斜増加による接地圧力の集中による不安定増加については考慮されていない。すなわち、本方法により得られる接地圧力の値は理論上の下限値を示しており、支持力について危険側に評価している可能性がある。従って、実用上では沈下と接地圧力増加による不安定増加を考慮した安全の余裕を適切に見込んだ値を使用することが必要である。

2.1.5 現場地耐力の推定

施工現場の土質は深さ約0.7m以深が粘土であり、一軸圧縮強さ(q_u)の値は30kPa前後の軟弱層が分布した。セメント安定処理は当初表面から深さ1mまでの範囲で計画されていた。安定処理では、表土とセメントをバックホウで攪拌するが粘土との混合は難しい。表層の砂質土は深さ約0.7mまでの分布のため実際の処理は浅く行われ、支持力は計画よりも小さくなった。

災害後にスウェーデン式サウンディング試験(SWS)⁹⁾を実施し、深さ方向に対する地盤の強度分布を調査した。調査位置を図2-1-6に示す。調査は転倒地点の近傍で2箇所(SWS_1とSWS_2の位置)ならびに約8m離れた箇所(SWS_3の位置)と10m離れた箇所(SWS_4の位置)の計4箇所である。

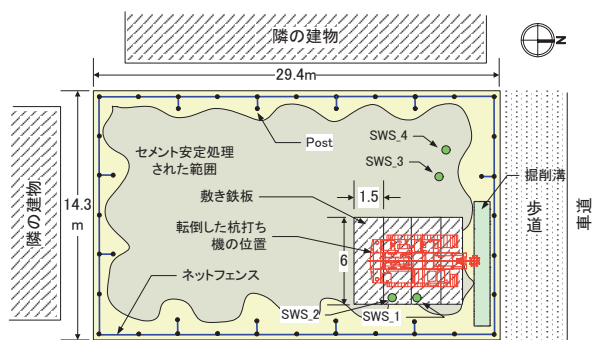


図2-1-6 災害発生現場の平面状況と地盤調査の実

施位置

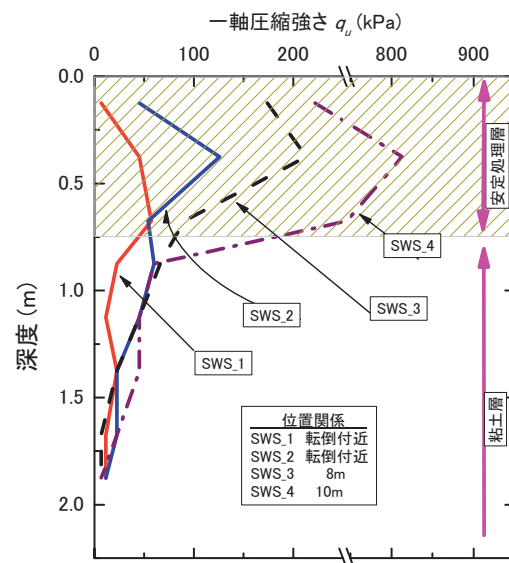


図2-1-7 スウェーデン式サウンディング試験の結果より算出した一軸圧縮強さ(q_u)分布

図2-1-7は同試験の結果から換算して求めた一軸圧縮強さ(q_u)の分布を示す⁹⁾。安定処理が施された浅層部すなわち、地表から深さ0.75m程度までの範囲では q_u の値が0.7m以深のそれに比べて大きく増加している。しかしながら、浅層部の最大 q_u (以下、 q_{u-max})には調査位置の違いによって大きな差が見られる。

転倒付近のSWS_1およびSWS_2における q_{u-max} の値は、SWS_3およびSWS_4のそれに比べてかなり小さい。SWS_1の q_{u-max} は57kPaでありSWS_2のそれは126kPaである。一方、離れたSWS_3では213kPaであるがSWS_4では813kPaと非常に大きい。従って、現場内に施されたセメント安定処理土の q_{u-max} には最大10倍の差が確認された。このような大きな差が生じた原因には、安定処理の方法がバックホウでセメントと表層土を攪拌するという簡単なものであるため、処理効果にも不確実性を生じさせやすいためである。その他の原因は先にも述べたとおり、敷地境界ではフェンス等が障害となって施工が不完全なものとなったこと、さらには施工トラブルによって水道管を破損し溝が湛水したために地盤が軟化したことが考えられる。

ミスやトラブルは管理や監督により減少させることができる。また、作業の省略や手抜きによる危険については、改めることで無くすることができる。特に施工現場の支持力については地盤養生の確実な実施により、沈下を防止できる。くい打機による施工では様々な危険要因が存在し、災害はいくつかの要因が重なって発生することも多い。この中で大型機械を支持する現場地盤については、その安定確保が転倒防止に不可欠である。地盤養生は施工上のミスやトラブルを補う性能も必要であり、不確実性に対する安全の余裕を備える必要がある。

2.2 災害事例 2

建物の解体工事においてくい抜機が転倒した。写真 2-2-1 は発生時の様子を示す。解体中の建物は RC 造 2 階建であり、地中には PC 杭が埋設されていた。この PC 杭は直径が 300mm、長さは 25m であり、36 本が埋設されていた。転倒は、28 本目の杭を抜き取るために、くい抜機を移動させた際に発生した。

転倒したくい抜機は隣接する道路を塞ぐとともに、機体に備わるリーダーは道路向かいにある木造 2 階建の一般民家を直撃した。これにより 2 階部分が全壊した。当時建物内には一般人女性がいたが、けがはなかった。また、転倒した際にリーダーが電線を切断して、周辺の約 1000 世帯が一時停電した。

くい抜機のオペレータにもけがは等はなく、この事故により被災した作業員はいなかった。

2.2.1 解体工事の施工計画

本解体工事では始めに仮設工事が行われ、続いて建物の解体工事が行われた。基礎の解体はこの時に行われており、後述する地中梁の撤去なども行われた。

表 2-2-1 は計画された工事日数と工事内容を示す。解体工事では始めの 3 日間に仮設工事を行い、続いて

建物の解体と PC 杭の引抜きを行う。そして最後に仮設と外構を撤去して終了する予定であった。しかし、実際の工事では遅れが生じていた。

図 2-2-1 は解体現場における PC 杭の設置状況であり、杭番号と共に示す。「引抜き済」、「引抜き前」、「引抜きしようとした杭」の印を凡例に示す。図中に示す X_0 から X_3 と Y_0 から Y_3 の基準線は、後に示す図 2-2-2 と一致させている。



写真 2-2-1 転倒現場を上空から撮影した写真

表 2-2-1 工事日数と工事内容

工事日数	工事内容
3 日間	仮設工事
24 日間	建物解体工事 (内装解体と搬出, RC 躯体の解体工事, 基礎解体)
21 日間	PC 杭の引抜き工事 (機械の搬入組立, PC 杭の引き抜き工事)
5 日間	仮設と外構の撤去

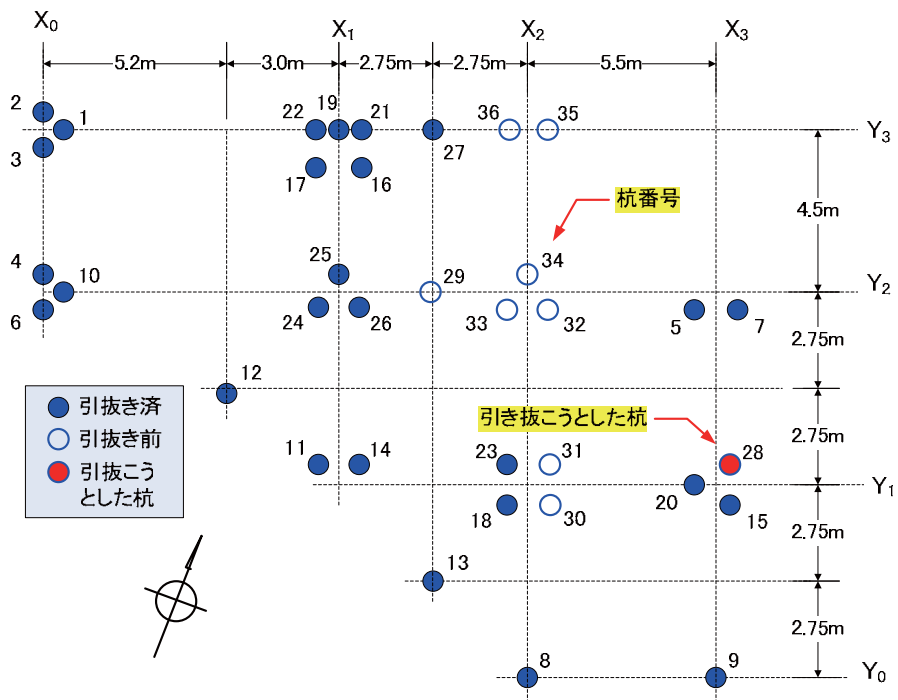


図 2-2-1 施工現場の内外における配置

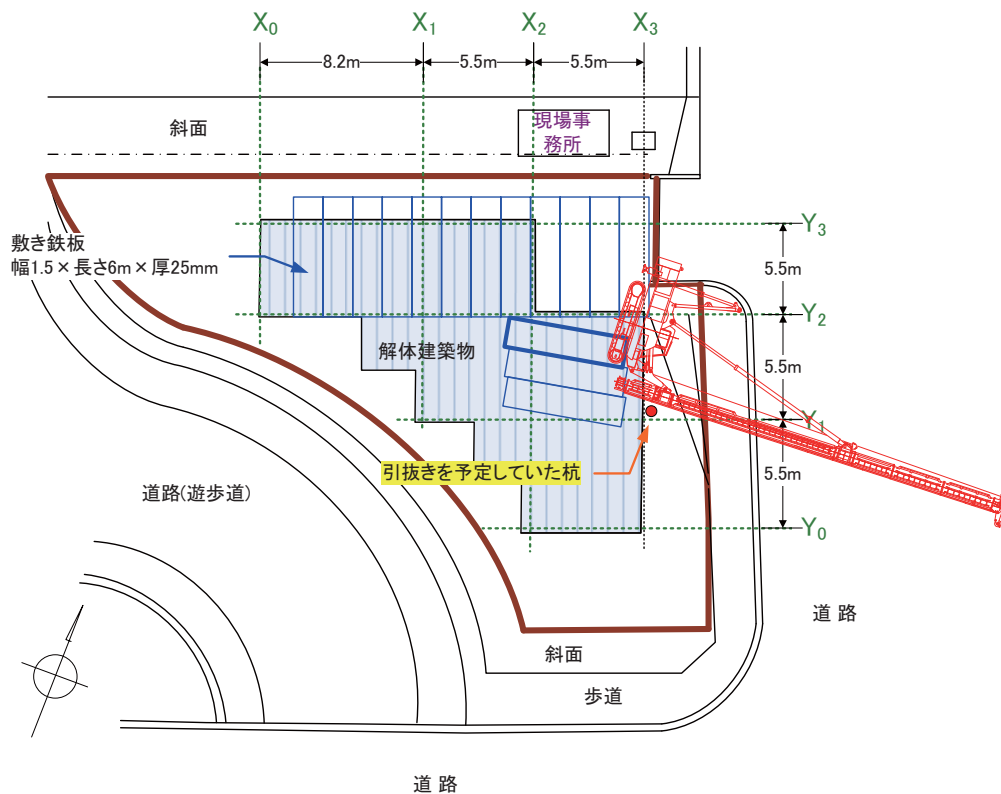


図 2-2-2 転倒したくい打ち機の推定位置と状況

2.2.2 災害発生までの過程

災害が発生した当日は、午前 8 時より作業の打合せが行われた。打合せ後には工事責任者とオペレータが現場内を踏査し、地盤の安定状態を共に確認した。そして、当日のくい抜き作業の実施が決定され、8 時 30 分頃より重機の移動を開始した。しかし、移動開始からまもなくの 8 時 35 分頃、くい抜き機が図 2-2-2 に示すように東方向へ転倒した。

図 2-2-2 はくい抜き機が転倒した位置を示し、図 2-2-3 はくい抜き機が転倒前に移動した経路を示す。前日の作業終了後、くい抜き機は図中「1)」の位置に駐機されていた。この位置から右方向にカーブさせるように後退させ、機体の向きを 90 度変えた。そして次に、番号 28 の杭を引き抜くために、 X_2 と X_3 の間の部分を、 Y_2 から Y_1 に向かってくい抜き機を移動させた。しかし、機体が杭番号 5 及び 7 付近に移動したとき、左前方側の履帯部分に沈下が生じ、転倒した。

図 2-2-4 はくい抜き機が移動した箇所、ならびに転倒した位置付近における敷鉄板の敷設状況と地盤状況を示す。本工事で使用した敷鉄板は、幅 1.5m、長さ 6m、厚さ 22mm であり、一般的に普及しているものである。その敷設状況は、9 枚が X 列にその長手方向を平行にして、 Y_3 と Y_2 の列上に敷設されていた。

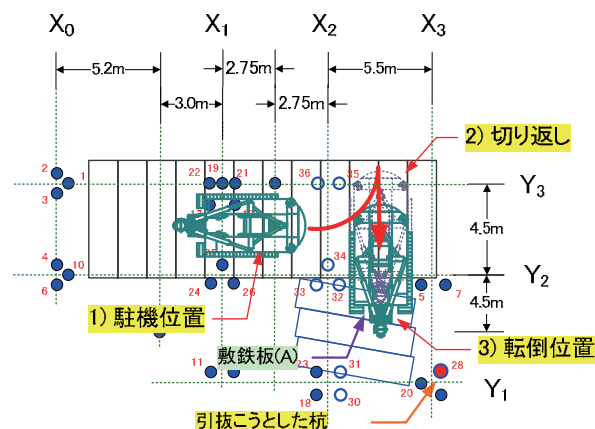


図 2-2-3 転倒前の移動経路

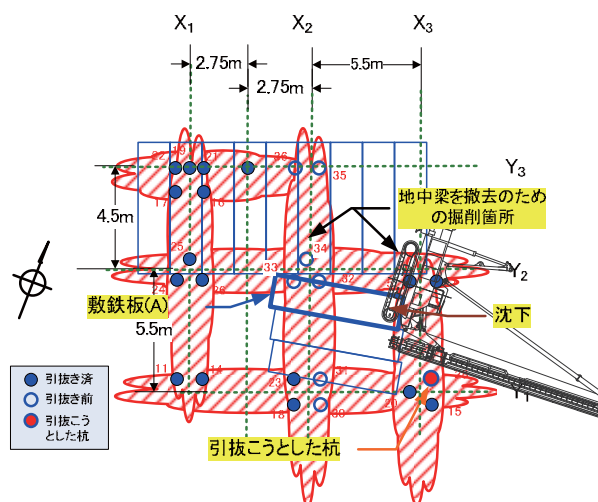


図 2-2-4 地中梁を撤去して埋め戻した箇所

くい抜き機は(X_1, Y_3)から(X_2, Y_2)の範囲に駐機されていた。他 3 枚は先の敷鉄板にほぼ直角する向きに配置され、 X_2 列上の Y_2 から Y_1 の間に敷設されていた。この中の「敷鉄板(A)」には明確な沈下が見られた。履帯は「敷鉄板(A)」の端部に位置していたため、接地圧の分散効果は中央載荷時に比べて、大きく減少していた。

先行して実施された建物の解体では、杭に連結していた地中梁基礎が解体された。この地中梁は X_2 列上と X_3 列上にも存在した。この地中梁は深さ 1.5m 程度の位置に埋設されており、この撤去の際には地盤が掘削された。掘削部は残土によって埋め戻されたがセメント安定処理はされていない。従って、杭が引き抜かれた部分はセメント安定処理されて強度が高められていたのに対し、転倒した箇所は処理されておらず支持力は低い状態であった。

2.2.3 転倒後の様子

写真 2-2-2 は転倒したくい抜き機を上空から撮影したものである。左前側車軸に大きな沈下が見られ、敷鉄板の他端は浮き上がっている。左履帯は敷鉄板の端部を走行したことがわかる。関係者は当時の状況を次の通り述べている。「機体の傾斜が増加するに伴って、履

帯が敷鉄板の上をスリップしたように感じた。地盤が沈下したことにすぐに気づいた。機体を後退させようと思ったが、転倒が早くて何もできなかった」とのことであった。



写真 2-2-2 転倒位置付近の状況



写真 2-2-3 沈下部周辺に見られた軟弱な地盤

写真 2-2-3 は沈下部周辺の地盤状況である。土の含水比は高い状態にあったことがわかる。敷鉄板と共に左側車軸部が大きく沈下しており、軟弱な地盤であったことがうかがえる。沈下量は履帯の幅と同程度であることから、70cm程度と推定される。くい打機は最終的に側方へ転倒しているが、不安定化の原因は左前車軸の沈下による斜め前方への傾斜であったと見られる。

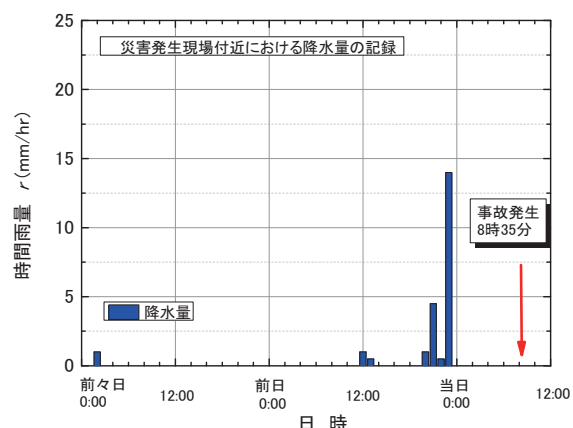


図 2-2-5 災害発生現場付近における降雨記録

図 2-2-5 は災害発生現場付近における降雨記録である。発生前日の 19:00 頃より時間雨量が 10mm を超える比較的強い降雨が記録されている。しかし翌日の事故当日は晴天であった。当日の朝行った現場内の点検について関係者は次の様に述べている。

「数人で現場内を踏査し、目視で地盤状態を確認したところ、地表の水分は既に排水されて硬く、十分な強度を有しているように見えた」

しかしながら先の写真 2-2-3 から明らかなとおり、地盤内部の含水状態は高く軟弱であったことがわかる。

2.2.4 くい打機の安定性

(1) 安定度の確認

2.1.4 項に述べたとおり、車両系建設機械構造規格ではくい打機が最も不利な方向に対して、その安定度(θ)は 5 度以上でなければならないと定めている。

事故当時の諸元に基づいて機体の安定度を計算したところ、前方が 7.9 度、後方が 17.2 度、側方が 12.6 度であった。全ての値は構造規格に定められた基準を満足していたものの、前方については余裕が少なかった。

(2) 接地圧力の理論値に関する比較

くい打機が走行した際に働く接地圧力について、

ここでは4ケースの理論値を求めて比較する。この比較ではくい打機の安定条件と接地条件をパラメータに分類し検討を行った。

安定条件については、安定度が7.9度の場合とティッピング時の場合を比較した。接地条件については履帯の接地圧力と敷鉄板で養生した分散後の圧力を求めて比較した。

安定度が7.9度の場合全重心の偏心量(e)が0.51mである。タンブラー間(d)は2.76mであるのでJISA8509-1に示されている解析条件は $e > d/6$ となる。従って、履帯の最大接地圧力 q_1 は式(2-2-1)で求まる。

$$q_1 = \frac{2P}{3bd} \quad (2-2-1)$$

ここで、 P は全重量のうち片側の履帯に働く荷重であり、 b は履帯の幅である。

次にくい打機がティッピング状態の時に支持地盤に働く最大接地圧力を計算する。図2-2-7は接地圧力が生ずる概念を示す。タンブラーとこれに隣接する補助輪(転倒支点)に支持された履帯下面は同一高さになく、タンブラー側が若干浮いた構造となっている。その結果、メーカーは補助輪を転倒支点と定義している。ティッピング時は図示するように転倒支点とタンブラーの間が接地するため、この部分に圧力が集中する。この圧力(q_2)は等分布と仮定すると式(2-2-2)で求められる。

$$q_2 = \frac{P}{bL_t} \quad (2-2-2)$$

ここで、 L_t はタンブラーと転倒支点の間の距離である。

表 2-2-4 支持地盤に働く理論接地圧力の比較

機体の安定状態	接地圧力(kPa)	
	履帯面での最大値	敷鉄板による分散後の最小値(分散率 $\eta=0.37$)
$e > L/6$ 時の q_1 (JIS A8509-1)	324	120
ティッピング時の q_2	900	333

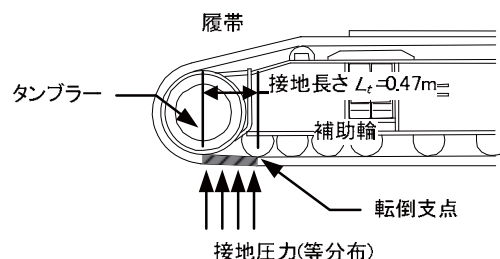


図 2-2-7 ティッピング時に働く接地圧力

表 2-2-5 敷鉄板による履帯の荷重分散率⁷⁾ (η の値)

地盤の状態		敷鉄板の種類と枚数		
		一枚敷き		重ね敷き(2枚)
地盤の種類	強度	22mm厚	25mm厚	22mm×2
一般土質地盤 ¹⁾	N値=3	0.38	0.37	0.36
	N値=5	0.42	0.39	0.36
	N値=10	0.48	0.44	0.42
改良地盤 ²⁾	$q_u=2$	0.61	0.57	0.55
	$q_u=4$	0.67	0.64	0.62
	$q_u=6$	0.69	0.67	0.65
採石地盤 ³⁾	C-40	0.70	0.69	0.68

1) N値とは標準貫入試験により得られる値。値が大きいほど強度は高い
 2) q_u は一軸圧縮強度であり、単位は kgf/cm^2 である
 3) 道路用路盤材であり、その中のクラッシャーランC-40である。

表 2-2-4 は結果を示す。本事例では履帯における最大の接地圧力(q_1)は324kPaであるが、ティッピング時には900kPaに増加する。従って、機体が傾斜してティッピング状態に推移すると接地圧力は約2.8倍に高まる。その結果、沈下は増加する。

表 2-2-5 に示す荷重分散率は「改訂移動式クレーン・基礎工事事用機械の転倒防止指針⁷⁾」に示された最小値であり、最も効率的に荷重が分散された場合の値である。すなわち、敷鉄板の中央に荷重の載荷点が位置するような場合である。現場内を移動するくい打機は載荷位置が変動する移動荷重である。敷鉄板が一枚敷きの場合、荷重が端部に働くと分散効

果が減少し荷重分散率(η)の値は1に漸近する. 本災害では軟弱な地盤に敷鉄板が一枚敷設されていたことから, 表 2-2-4 に示した分散後の最小の接地圧力は $\eta=0.37$ を用い, 式(2-2-3)により試算した.

$$P = \eta \cdot P_{\max} \quad (2-2-3)$$

ここで P_{\max} は敷鉄板に働く荷重圧力の最大値である.

(3) 敷鉄板における荷重移動と分散効果

敷鉄板上を荷重が移動する際に生じる分散効果の変化を実験的に調査した⁸⁾. 図 2-2-8 は敷鉄板のモデルと荷重の偏心条件を示す. 長辺 d と短辺 b のモデルの敷鉄板に対して長辺と短辺に対するそれぞれの偏心を e_d と e_b として与え, 荷重を載荷した. そして, 中央載荷時の極限支持力を基準に, 偏心の増加による極限支持力の変化を比較した.

図 2-2-6 は地盤支持力と偏心載荷の関係を極限荷重比(R_u)と偏心割合(R_e)の関係により示す. R_u は式(2-2-4)の通り中央に載荷した場合の極限支持力($P_{e=0}$)に対する偏心載荷時の極限支持力(P)の比である. R_e は式(2-2-5)のとおり中心から頂点までの距離(e_{\max})に対する中心から載荷点までの距離(e)であり, e は e_b と e_d の2乗の和の平方根である.

$$R_u = \frac{P}{P_{e=0}} \quad (2-2-4)$$

$$R_e = \frac{e}{e_{\max}} \quad (2-2-5)$$

ここで

$$e_{\max} = \sqrt{\left(\frac{b}{2}\right)^2 + \left(\frac{d}{2}\right)^2} \quad (2-2-6)$$

$$e = \sqrt{e_b^2 + e_d^2} \quad (2-2-7)$$

である.

R_u は R_e の増加に伴って減少する傾向を示す. 次に, R_e が0.4では e_b が $3b/8$ の場合が0の場合に比べて小さく,

頂点側に荷重が偏心すると極限支持力の減少がより顕著である.

写真 2-2-2 からも, 敷鉄板は一枚敷きであるとともに, 履帯は敷鉄板の端部に位置していた. 従って, 接地圧力の分散程度は低い状態であり, 支持地盤には荷重が集中的に作用した. 従って, 接地圧力は高かったと考えられる.

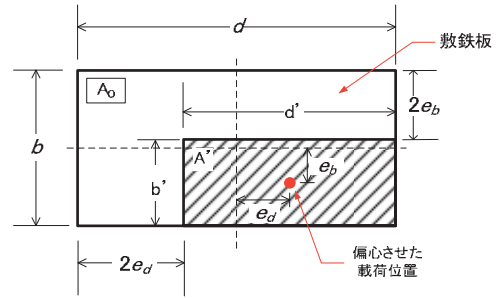


図 2-2-8 敷鉄板に対する荷重の偏心条件

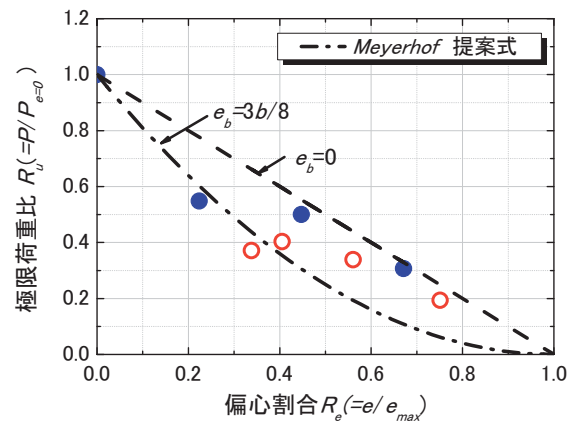


図 2-2-9 荷重の偏心載荷と地盤支持力の関係

2.3 まとめ

過去に発生したくい打機の転倒災害を調査した結果, 施工に潜在する以下のような問題点が明らかになった.

1) 外力的要因

(1) 安定度の余裕

くい打機の安定性に関する最低基準は安定度として車両系建設機械構造規格に定められている. 施工中の

くい打機に与えられていた安定度の値は事例により差が見られ、最低基準の5度に対してプラス2.9度の小さな余裕しか与えられていないケースもあった。

安定度が小さいくい打機は施工中に生じた不安定要因に対して余裕が少なく、転倒の危険性を高める。

(2) 接地圧力の増加

下部走行体に備わる履帯は、移動式クレーンのアウトリガーに比べて面積が大きく接地圧力の平均値は小さい。しかし、くい打機の重心は履帯中央より前方にあるため、荷重は従動輪付近に集中する。すなわち、接地圧力は大きくなる。さらに、ティッピング時には機体が傾いて接地面積は小さくなり、接地圧力はさらに増加する。従って、地盤養生を検討する際には、履帯に生じる接地圧力を正しく評価し、次いで地盤支持力との比較から、必要な養生を講じる必要がある。

2) 耐力的要因

(1) 潜在的な現場地盤の不安定性

基礎工事では掘削と埋め戻し作業が行われ、現場内の地盤には乱れも生じる。その結果、支持力には平面的なバラツキを生じる。また、基礎工事を必要とする地盤は元来軟弱であり、施工現場は潜在的に不安定と言える。不同沈下はくい打機を傾斜させたり揺動させたりするため、機体を不安定化させる。

(2) 地盤養生の不足

くい打機のような大型機械を設置する場合は、表層安定処理と敷鉄板を併用した地盤養生が一般的である。浅層混合によるセメント安定処理では、その強度にバラツキを生じやすいことも知られている⁹⁾。処理が不十分な箇所では期待した支持力が得られず、くい打機の安定性は減少する。また、本件も含めて都市部の工事では旧建築物の解体を伴う場合が多く、表層付近の土質や強度が不明確となる場合も多い。従って、基礎工事には支持地盤が不安定となる危険もある。

(3) 敷鉄板による地盤養生と移動荷重の分散性

敷鉄板による接地圧力の分散効果は、敷鉄板に対す

る荷重の荷重位置によって異なる。くい打機は現場各所で施工するため、現場内を移動する必要がある。この移動時における接地圧力の分散は安定性を左右する重要な要因となる。いわゆる一枚敷きでは、端部に荷重が荷重された場合に分散効果が極端に低下する。すなわち、中央部に対する荷重の場合と端部に対する荷重の場合では、支持力に大きな差が生じる。また、中央から端部への移動に伴う分散効果の減少が急激に生じると、くい打機の傾斜にも速度を与え、動的な不安定化が生じる。

(4) 降雨等による土の軟化

土の含水状態はせん断強度を左右する重要な要因である。土のコンシステンシーは含水比によって異なり、せん断強さは含水比と密度によって異なる。従って、支持力確認では表面のみならず内部も含めた状態の把握が必要である。

2) 作業計画の不備等による要因

(1) 支持地盤の安全確認の不足

くい打機の施工では現場地盤の支持力があまり確認されていない現状もある。施工計画書には地盤養生の定性的な注意が述べられているものの、接地圧力と地耐力の比較に基づく定量的な検討はほとんど見られない。しかし、施工中における現場地盤の支持力は掘削や埋め戻しにより値が変化する。一方、強大な自重を有するくい打機の安定性を目視や踏査のみで判断することは現実的に難しく、安定確認のためには地盤支持力と養生効果の定量的な評価が必要である。

(2) 施工における不確実性の考慮

同一現場内において地盤養生が異なる方法で実施されると、支持力にバラツキを生じることが多い。しかし、このバラツキは不同沈下を生じさせるため、くい打機を不安定化させる。また、施工中には予測外の事態やトラブルを生じる場合もある。災害はいくつかの要因が重なって発生するため、地盤養生においても安全の余裕を見込む必要がある。

2.4 再発防止の検討

同種災害の再発防止には以下の対策が必要と考えられる。

(1) 安定度の確認

車両系建設機械構造規格では、くい打機及びくい抜機の安定度を5度以上と定めている。しかし、その値は水平堅固な地盤に対する設置を前提としたものである。くい抜機の設置に伴って地盤に生じる不等沈下は、くい抜機を傾斜させる。さらに凹凸のある地盤を自走すると機体は揺動する。この揺動はくい抜機を動的に不安定化させる。従って、施工中のくい抜機には安定度を減少させる要因が潜在している。そのため、機体の安定度には、この減少を補うための十分な余裕を予め与えておく必要がある。

(2) 機械の安定に関する地盤工学的な事前検討の実施

くい打機は大型でありその自重は数十トンに達する。この安定設置に必要な地盤の支持力については、目視や踏査による経験的判断のみによって評価すべきではない。すなわち、工学的な地盤調査の結果に基づいて地盤支持力を求めなければならない。そして、くい打機の緒元と作業方法を考慮して履帯に働く最大接地圧力を求める。得られた支持力と接地圧力の比較に基づいて安全性を検討し、安定設置に必要な地盤養生の方法を決定しなければならない。なお、一般的に履帯構造は、駆動輪と従動輪のそれぞれの下面が中央部の補助輪の下面に比べて僅かに上方に位置している。すなわち、前部と後部の履帯面は中央から少し上側に傾いた構造となっている。そのためティッピング状態では、履帯の接地面積が減少して圧力はさらに増加する。従って安定性の検討では、接地圧力の最大値を適切に選択して、地盤支持力と比較することが必要である。

(3) セメント安定処理の確実な実施とその効果の確認

支持地盤の養生では、その効果を左右する要因が大きく2つ存在する。一つは浅層混合によるセメント安定処理に関するものである。せん断強度の値は処理方

法に起因したバラツキを生じやすい。目標強度を得るためには確実な処理を実施するとともに、適切な余裕を見込むことも必要である。もう一つは、敷鉄板による圧力の分散効果に関するものである。分散効果は載荷位置によって異なる。分散効果を高め、この変動を小さくするためには、隣り合う敷鉄板を架橋するように重複配置させることが有効である。従って、地盤養生については予め対策を計画し、確実に実施することが必要である。安定処理された土の強度は処理方法と養生方法によって異なるため、施工後の確認も必要である。

(4) 建築現場のくい打機がもつ潜在的な危険性の把握

建築現場の基礎工事では一般的に狭い敷地内を大型機械が移動しながら施工する特徴があり、広い敷地内を自走する土木現場とは異なった安全対策が必要である。削孔の周辺地盤は軟弱化しているため、機械の安定を確保するためには十分な養生が不可欠である。

(5) 基礎工事の安全化

施工現場の地盤養生については、安定要件の基準化を求める声も聞かれる。古い建築物の解体工事では、埋め戻し等によって表層地盤の支持力が不明確な場合も多い。しかしながら、現場地盤の養生基準は明確でなく、十分な費用も積算されていない現状がある。基礎工事の安全化には、定性的な注意に加えて定量的な基準を示し、事業者が具体的な対策を講じられるようにすることも必要と考えられる。また、降雨や地震などの想定外の問題が生じた場合は、地盤調査による支持力の確認が必要である。

2.5 参考文献

- 1) (社)日本材料学会：ソイルミキシングウォール(SMW)設計施工指針(改訂版), 2002.
- 2) 労働調査会：安衛法便覧Ⅱ 平成19年度版, pp.512-516, 2008.
- 3) (社)日本規格協会：JIS A 8509-1:2007「基礎工事機

械—安全—第一部:杭打ち機の要求事項」, pp.20-33,
2007.

- 4) (社)日本建設機械化協会:移動式クレーン・杭打ち
機棟の支持地盤養生マニュアル, pp.9-22, 2000.
- 5) (社)地盤工学会:地盤工学数式入門, pp.183-204,
2001.
- 6) (社)地盤工学会:地盤工学ハンドブック,
pp1236-1262, 1999.
- 7) 改訂移動式クレーン・基礎工事用機械の転倒防止
指針:大成建設株式会社, pp.15-30, 1993.
- 8) 堀 智仁, 玉手 聡:敷鉄板の載荷位置と地盤支
持力に関する模型実験,平成 21 年度土木学会全国
大会,第 64 回年次学術講演会講演概要集,
pp.271-272, 2009.
- 9) セメント系固化剤による地盤改良マニュアル(第
二版):(社)セメント協会, pp.49-87, 2000.

3 転倒防止に関する安全基準の国際比較

くい打機は下部走行体と上部構造体から構成される基礎工事用の車両系建設機械である。この機械は地盤改良工事や杭基礎の築造に用いられるものであり、主に軟弱な地盤での施工に用いられる。従って、くい打機は潜在的に不安定な地盤での作業に使用される。一方で設置地盤の不安定さに原因が見られる転倒災害もたびたび発生しており、地盤工学的な安全基準の検討も必要のように思われる。

本章ではくい打機の転倒防止に関わる国内外の法令規則等を調査し、考察を述べる。

3.1 日本の安全基準

3.1.1 労働安全衛生規則

労働安全衛生法に基づいて厚生労働省令の労働安全衛生規則¹⁾は定められている。本規則第2章「建設機械等」第2節「くい打機、くい抜機及びボーリングマシン」ではくい打機の倒壊防止に関する安全基準を次の通り定めている。

第173条(倒壊防止) 事業者は動力を用いるくい打機(以下、くい打機という。)、動力を用いるくい抜機(以下、くい抜機という。)またはボーリングマシンについては、倒壊を防止するため、次の措置を講じなければならない。

- 一 軟弱な地盤に据え付けるときは、脚部又は架台の沈下を防止するため、敷板、敷角等を使用すること。
- 二 施設、仮設物等に据え付けるときは、その耐力を確認し、耐力が不足しているときは、これを補強すること。
- 三 脚部又は架台が滑動するおそれがあるときは、くい、くさび等を用いてこれを固定させること。
- 四 軌道又はころで移動するくい打機、くい抜機又はボーリングマシンにあっては、不意に移動することを

防止するため、レールクランプ、歯止め等でこれを固定させること。

- 五 控え(控線を含む。以下この節において同じ。)のみで頂部を安定させるときは、控えは、三以上とし、その末端は堅固な控えぐい、鉄骨等に固定させること。
- 六 控線のみで頂部を安定させるときは、控線を等間隔に配置し、控え線の数を増すなどの方法により、いずれの方向に対しても安定させること。
- 七 バランスウエイトを用いて安定させる時は、バランスウエイトの移動を防止するため、これを架台に確実に取り付けること。

くい打機の転倒を防止するために、軟弱な地盤における沈下防止の措置が義務づけられている。なお、この措置に関する支持力安全率や沈下量の基準等については述べられておらず、必要レベルの判断は事業者に委ねられているのが現状である。

さらにくい打機の移動に関する安全については、次のように述べている。

第190条(作業指揮) 事業者は、くい打機、くい抜機又はボーリングマシンの組立て、解体、変更又は移動を行うときは、作業の方法、手順等を定め、これらを労働者に周知させ、かつ、作業を指揮する者を指名して、その直接の指揮の下に作業を行わせなければならない。

第191条(くい打機の移動) 事業者は、控えで支持するくい打機又はくい抜機の2本構、支柱等を建てたままで、動力によるウィンチその他の機械を用いて、これらの脚部を移動させるときは、脚部の引過ぎによる倒壊を防止するため、反対側からテンションブロック、ウィンチ等で確実に制動しながら行わせなければならない。

くい打機の移動では作業を指揮する者が直接指示しなければならない。なお、くい打機の移動についてはウィンチ他による移動を述べられているが、履带式くい打機の安定については特に述べていない。

3.1.2 車両系建設機械構造規格

車両系建設機械構造規格²⁾(厚生労働省告示)では、建設機械が備えなければならない安定度を機種毎に定めており、くい打機については以下の通りに定めている。

第2条(安定度) ブル・ドーザー、モーターグレーダー、スクレーパー、スクレープ・ドーザ及びローラーは原動機及び燃料装置に燃料、冷却水等の全量を搭載し、及び当該建設機械の目的とする用途に必要な設備、装置等を取り付けた状態(以下、無負荷状態という)において、水平かつ堅固な面の上で、35度(最高走行速度20km/h未満の建設機械または機械重量(無負荷状態における当該機械の重量をいう。以下同じ。))に対する機械総重量(機械重量、最大積載重量及び55キログラムに乗車定員を乗じて得た重量の総和をいう。以下同じ)の割合が1.2以下の建設機械にあつては30度まで傾けても転倒しない左右の安定度を有するものでなければならない。

2 前項の安定度は計算によって算定しても差しつかえない。

第3条(安定度) くい打機およびくい抜機は作業時における当該建設機械の安定に関し最も不利となる状態において、水平かつ堅固な面の上で5度まで傾けても転倒しない前後及び左右の安定度を有するものでなければならない。

2 前条第2項の規程は前項の安定度について準用する。

すなわち安定度とは、機械が安定に対して最も不利となる状態において、傾いても転倒しない角度を

意味し、くい打機は前後左右の方向について満足しなければならない。安定度の値は、くい打機、ブル・ドーザー等に共通して「水平かつ堅固」な面に対する設置が前提とされている。従って実作業では少なくとも、支持地盤の沈下による機体の傾斜増分と、この傾斜による転倒モーメント増加による傾斜増分を基準値に加算し、機体の安定度は設定される必要がある。

表3-2-1に建設機械における安定度の比較を示す。くい打機は5度であるのに対して、ブル・ドーザー等は35度となっている。従って、くい打機はブル・ドーザー等に比べて相対的に不安定な機械といえる。

表 3-2-1 建設機械の安定度

建設機械の種類	くい打機	ブル・ドーザー等
安定度	5度	35度

なお、履帯式のものを除く掘削用機械及びブレーカについては、転倒モーメントに伴って生ずる転倒支点の荷重に基づいて次の通り基準を定めている。

第4条(安定度) 掘削用機械(履帯式のものを除く。)及びブレーカ(履帯式のものを除く。)は、次に定めるところに適合する後方安定度を有するものでなければならない。

- 一 ブーム、アーム等の長手方向の中心線を含む鉛直面と当該掘削用機械または当該ブレーカの走行方向とが直角となるとき、当該ブーム、アーム等が向けられている側のすべての転倒支点に係る荷重の値の合計が、当該掘削用機械または当該ブレーカの機械総重量の値の15%以上の値であること。
- 二 ブーム、アーム等の長手方向の中心線を含む鉛直面と当該掘削用機械または当該ブレーカの走行方向とが一致するとき、当該ブーム、アーム等が向けられている側のすべての転倒支点に係る荷重の値の合計が、当該掘削用機械または当該ブレーカの機械総重量の値の15%の値に平均輪距を軸距で除した

値を乗じて得た値以上の値であること。

2 履帯式の掘削用機械及び履帯式のブレーカは、ブーム、アーム等がむけられている側のすべての転倒支点に係る荷重の値の合計が当該掘削用機械または当該ブレーカの機械総重量の値の 15%以上の値となる後方安定度を有するものでなければならない。

3 前二項に規定する後方安定度の計算は当該掘削用機械または当該ブレーカが次の状態にあるものとして行うものとする。

- 一 後方安定に関して最も不利となる状態
- 二 荷重をかけていない状態
- 三 水平かつ堅固な面の上にある状態
- 四 アウトリガーを有する掘削用機械またはブレーカにあつては、当該アウトリガーを使用しない状態

3.1.3 日本材料学会の指針

日本材料学会ではソイルミキシングウォール設計施工指針³⁾において、くい打機の安定度に関する実用上の推奨値を示している。表 3-1-2 はこの推奨値を示す。作業時の安定度は7度以上とする一方、走行時には9度以上を備えることが推奨されており、構造規格に定められた5度に対してそれぞれ2度と4度の余裕が与えられている。

作業時に比べて走行時の安定度は大きな値が設定されている。これはくい打機が走行時に不安定化するため、より安定性を高めて自走させることが必要なことを示している。我が国ではこの推奨値が日本建設機械化協会ならびに、関係業界が発行するマニュアル等で多く参照されている。

表 3-1-2 くい打機の安定度に関する日本材料学会の指針

くい打機の状態	走行時	作業時
安定度	9度	7度

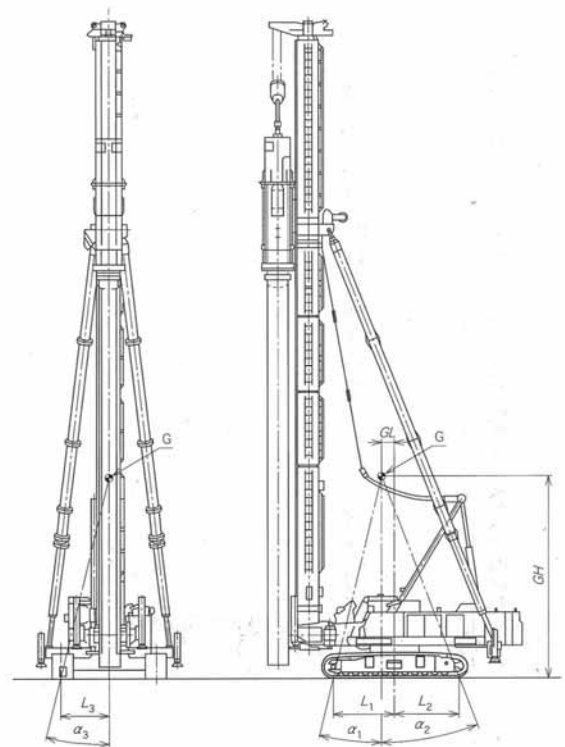


図 3-1-1 履帯式くい打機の安定角の計算 (JIS A 8509-1 より)

3.1.4 日本工業規格

日本工業規格⁴⁾の JIS A 8509-1 において、くい打機の安定性及び接地圧の計算方法が規定されている。なお両計算では、くい打機が堅固な水平地盤上に設置されていることを前提としている。

(1) 安定性基準

JIS A 8509-1 では、アウトリガー未使用時及びアウトリガー使用時のいずれの場合においても安定角(α)の値は5度以上とすることを定めている。従って、この基準値は先に述べた車両系建設機械構造規格の安定度と同じである。

図 3-1-1 に示す通り、前方安定角(α_1)、後方安定角(α_2)及び側方安定角(α_3)はそれぞれ式(3-1-1)、(3-1-2)及び(3-1-3)によって求められる。

(前方安定度) $\alpha_1 = \tan^{-1} \frac{L_1 - GL}{GH}$ (3-1-1)

(後方安定度) $\alpha_2 = \tan^{-1} \frac{L_2 - GL}{GH}$ (3-1-2)

(側方安定度) $\alpha_3 = \tan^{-1} \frac{L_3}{GH}$ (3-1-3)

ここで、 L_1 は旋回中心から前方支線までの距離、 L_2 は旋回中心から後方支線までの距離、 L_3 は重心位置から側方支線までの距離、 GH は水平地盤から重心までの距離、 GL は旋回中心から重心位置までの距離である。

(2) 運転基準

すべての運転条件では、先に述べた安定性基準が規定する安定性の基準を満足しなければならない。この計算的な評価では以下に述べるような、安定上最も不利となる条件が同時に発生する状況を考慮しなければならない。

a) 作業中

- 1) くい打機の形状で、安定上最も不利となる姿勢、すなわち、装置各部が最も前方及び上昇した位置、及び前方、後方、又は側方にリーダが最大に傾いた場合
- 2) 車輪式くい打機では本体をアウトリガーで持ち上げた状態（懸垂式及びつり下げ式くい打機の場合）、履帯式くい打機では履帯が接地した状態（直結式及び懸垂式くい打機の場合）で、変動荷重が最も高い位置にある場合
- 3) 最も不利となる転倒支線
- 4) 振動パイルハンマなどの作業装置によって、起振力の発生によって作業荷重が変動する場合は、その荷も加味する。

表 3-1-3 载荷圧力の分類と最大圧力の関係式

集中荷重による 载荷圧力分布	集中荷重 P の 作用位置	载荷圧力の最大値 (σ_2)と最小値(e)
	$e=0$ 中間に P	$\sigma_1 = \sigma_2 = P/bd$
	$e < d/6$	$\sigma_1 = \frac{P(1 - 6e/d)}{bd}$ $\sigma_2 = \frac{P(1 + 6e/d)}{bd}$
	$e = d/6$	$\sigma_1 = 0$ $\sigma_2 = 2P/bd$
	$e > d/6$ $c = d/2 - e$	$\sigma_2 = 2P/3bc$
	$e = d/3$	$\sigma_2 = 4P/bd$

b) 移動走行中

- 1) 車輪式くい打機では、アウトリガーを上げてタイヤだけ接地した状態（懸垂式及びつり下げ式くい打機の場合）で、安定上最も不利となる姿勢、すなわち、装置各部が最も上昇した場合。履帯式くい打機では、履帯が接地した状態（直結式及び懸垂式くい打機の場合）で、変動荷重が最も高い位置にある場合。
- 2) 最も不利となる転倒支線

また、くい打機の履帯面上に生ずる载荷圧力分布の種類とその最大値(σ_2)の計算方法は、表 3-1-3 のように示されている。機体重心の水平偏心量(e)と履

帯諸元の相対的な関係に基づいて載荷圧力の分布は5つに分類されている。

σ_2 の値は、 e の増加に伴って大きくなる。なお先にも述べたとおり、設置条件については構造規格と同様に水平で堅固な地盤が仮定されており、沈下により生ずる機械傾斜と、これに伴って増加する転倒モーメントによる σ_2 のさらなる増加は考慮されていない。

(3) くい打機に関する JIS 規格の制定の経緯

本項では「JIS A 8509-1:2007 基礎工事機械 - 安全 - 第1部：くい打機の安全要求」の制定の経緯について、同基準内で述べられている事項を抜粋して以下に記述する。

a) 制定の趣旨

この規格は、建設機械に係る労働災害の中で比較的発生件数の多いくい打機の安全を図る目的で制定するものであり、くい打機特有の安全要求事項についてまとめたものである。

この規格は、平成13年6月1日に厚生労働省から通達された“機械の包括的安全対策に関する指針”に適合する規格として作成された。この種の規格には、欧州機械指令の安全必須要求事項に適合する EN996:1995 があるが、この規格は EN996:1995 を参考にしながらも、日本独自の使われ方、現場環境、産業技術、経済・社会通念、関連法規なども考慮してまとめたものである。

b) 制定の経緯

この規格の原案は、平成16年度に経済産業省の委託事業として財団法人日本規格協会から再委託され、社団法人日本建設機械工業会とが共同で組織した“包括安全小会議”，その下部組織である“C規格原案作成委員会”の下に“建設部会基礎工事用機械技術委員会”を設けて JIS 原案を作製し、社団法人日本建設機械化協会の国内標準委員会で審議して、平成19年3月25日付けで制定された。

c) 審議中に問題となった事項

EN996:1995 とは異なり、日本独自の現場環境、社会構造、法規などによって、主に次の問題が発生した。

安全性の計算について

EN996:1995 では、くい打機の安定性の計算に風荷重及び動荷重によるモーメントの影響を織り込んでいるが、日本においては、クレーンでのそれも含めて静荷重だけによる計算しか行っておらず、これら動的モーメントを織り込むべきか否かについて、その計算の複雑さ及び安全面での必要性について議論があった。日本においては、地盤の支持力に応じて、敷鉄板の枚数を規定していること、稼動時に最大風速の制限があること、国内のくい打機の旋回速度及びリーダの傾斜角度は EN996:1995 の計算で使用している速度の半分以下であり、その影響は静荷重だけによる計算に対して無視し得る(誤差の範囲)程度のものであること、クレーンも含め計算を複雑化することによるユーザのとまどいなどを回避することなどを考慮し、動的モーメントは織り込まないこととなった。

地中連続壁掘削機械について

EN996:1995 の附属書 C として規定している地中連続壁掘削機械の安全要求事項の取扱いについて議論があった。EN996:1995 で規定している形式の地中連続壁掘削機械で、現在日本で生産されているものは、回転カッター式のものだけであり、しかもその生産実績は平成7年に1台だけでその後はなく、また、一部を除いては大部分くい打機としてカバーされる内容であるため、ことさら地中連続壁掘削機械固有の要求事項としてまとめることは見送られた。

なお、近い将来この機械も含めたくい打機の掘削装置部分について規定した EN791(ドリルリグの安全)に相当する C 規格作製の計画もあり、その内容との関連において、この規格の次回見直し時点でその取扱いを検討することとした。

適用範囲

くい打機の適用範囲としてどこまでを含めるかについては、日本と欧州とで基礎工事機械の使われ方及び機械の構成も異なるため、日本の実情に合わせて検討した。基本的には、労働安全衛生法施行令の別表第七建設機械の三「基礎工事機械」のうち、1「くい打機」及び2「くい抜機」に該当するものとした。また、地盤改良工事に使用されるくい打機本体は含むが、それに使用されるアタッチメントとしての掘削装置(例えば、アースオーガ、バケット類など)は、この規格には含めないこととなった。

(4) 機械の包括的安全対策とくい打機に対する適用について

「機械の包括的安全対策に関する指針」には以下のような記述がある。「機械の転倒等を防止するため、機械自体の運動エネルギー、外部からの力等を考慮し安定性を確保すること。」

これは、機械の運動自体で生じる力、操作により加わる力、地震、風等による力等により機械が転倒することを防止する措置を求めたものであり、質量分布や運動部分のモーメント等を考慮して安定性の高い形状とすること、張出部を設けて安定性を確保すること等の方法があることを示している。

なお、設計段階での措置だけでは安定性が十分に確保できない場合には、アンカーボルト、運動制限装置、負荷制限装置、転倒限界に近づいたことを警告する警報等の措置を講じる必要があるとしている。

以上の通り、機械の包括的安全対策では転倒防止に必要な措置の実施を述べており、その防止のための対策としては安定性の向上を述べている。この対策はくい打機にも適用されるべき条件である。

3.2 海外の安全基準

欧州の European Norm(欧州規格であり以下、ENと呼ぶ)はくい打機の安全に関する詳細な基準を示しており、安定性に関する事項についても述べている。本節ではくい打機の安全に関連する2つの欧州規格を述べる。

3.2.1 EN-996(1996)-Piling equipment-Safety requirements

欧州規格が示すくい打機の安全基準の一つにEN-996⁵⁾があり、この基準ではくい打機を Piling equipment と呼んでいる。EN-996 は欧州各国で自国の基準としても用いられており、イギリスでは BS EN 996:1996、ドイツでは DIN EN 996:1996、オランダでは NEN EN 996:1996 と標記されている。

「1.Scope」ではこの基準の適用範囲が述べられており、表 3-2-1 の通り記述されている。

表 3-2-1 EN-996 における「1.Scope」の記述

<p>1. Scope</p> <p>This standard specifies safety requirements for piling equipment suitable for the following purposes:</p> <ul style="list-style-type: none"> a) Construction of foundations, slurry wall or retaining walls using piles or other longitudinal elements b) Removal piles c) Installation of drain or injection elements
<p>1. 適用範囲</p> <p>この基準は以下の目的に合致するくい打ち機械の安全要件について規定する。</p> <ul style="list-style-type: none"> a) 杭またはその他の連続要素を用いた基礎工事、泥水掘削溝または、土止め壁工事 b) 杭抜き c) 排水または注入用構造体の設置

適用範囲について、杭基礎や地中連続壁及び土止め壁の築造、さらには、くい抜き工事、サンドドレ

ーンやサンドコンパクション等の工事に用いられる
くい打機の安全に関する要求事項である、と述べて
いる。次に「4. Safety measures and /or provisions」
では安全対策について表 3-2-2 のように述べている。

表 3-2-2 EN-996 における「4. Safety measures and /or provisions」の記述

<p>4. Safety measures and /or provisions</p> <p>4.1 Stability</p> <p>4.1.1 The stability shall be proven according to Annex B. Stability criteria are:</p> <ul style="list-style-type: none"> — A minimum stability angle and the summation of suitably amplified moments. <p>The operator’s manual shall state under which conditions the piling equipment can be stably used. The manufacture/supplier of the piling equipment, as derived, is responsible that the stability is verified by calculation.</p> <p>4.1.2 Weight and positions of centres of gravity of the machine parts which are the basis for the stability calculation shall be obtained calculation and/or weighing.</p> <p>4.1.3 Each manufacture of single parts of the machine shall supply all necessary data about these parts relevant to the overall stability calculation.</p>
<p>4. 安全対策及びあるいは安全条項</p> <p>4.1 安定性</p> <p>4.1.1 付録 B に基づいて、安定性は立証されるものとする。安定性の評価基準は以下の通りである。</p> <ul style="list-style-type: none"> — 最小の安定角と的確に加算された転倒モーメントの合算値。 <p>オペレータのマニュアルにはくい打機が安定して使用できる条件を明示するものとし、くい打機の製造者及び供給者は計算により照査された安定性について責任を有する。</p> <p>4.1.2 安定計算の基本となる機械を構成する全ての部品の重心位置とその重さは計算又は計量により得られるものとする。</p> <p>4.1.3 機械におけるそれぞれ単一の部分の各製造者は、全体的な安定性計算に関連する部品に関して必要なデータの全てを提供するものとする。</p>

さらに、この 4 章で参照している Annex B では、くい打機の安定性と接地圧力について、その詳細を述べている。Annex B の項目は次の通りである。

- B.1 General
- B.2 Calculation parameters
 - B.2.1 Stability angle
 - B.2.2 Tipping lines
 - B.2.3 Centre of gravity
 - B.2.4 Partial safety factors
 - B.2.5 Work loads
 - B.2.6 Traveling
- B.3 Stability criteria
- B.4 Static moment
- B.5 Centrifugal moment
- B.6 Wind moment
- B.7 Dynamic and other moments
 - B.7.1 The calculated moments
 - B.7.2 Dynamic forces
 - B.7.3 Other forces
- B.8 Operating conditions
 - B.8.1 stability criteria
 - B.8.2 In-service - during operation
 - B.8.3 In service – travelling between pile positions
 - B.8.4 Out of services – erected leader
 - B.8.5 Out of services – during erection and stowed condition during transit
 - B.8.6 Traveling and operation on slopes
 - B.8.7 Piling equipment on floating barges
- B.9 Load cases
- B.10 Ground pressure
 - B.10.1 General
 - B.10.2 Calculation of ground pressure for crawler mounted piling equipment

特に B.8.3 項では、機体を牽引(Tractive movement)する際の慣性力に対する考慮が必要と述べている。くい打機の自走については慣性力の考慮を明記していないが、同じ検討は必要と考えられる。

B.9 節の荷重分類では、荷重の部分係数と安定度について表 3-2-3 のように述べている。

表 3-2-3 EN-996 の Annex B「B9 Load cases」の記述

<p>B.9 Load cases</p> <p>The most significant load cases to be considered are listed in Table B.3 and Table B.4 together with appropriate values of partial safety factor β and stability angle α. However, this list is not comprehensive. The manufacture shall ensure that the most onerous circumstances are considered for the piling equipment's specified duties.</p>
<p>B.9 荷重分類</p> <p>考慮すべき最も重要な荷重分類を、部分安全係数βと安定度αの値を共に Table B.3 と Table B.4 に示す。しかしながら、このリストは包括的ではない。製造者は、くい打機がこれに示された性能に従って最も困難な環境で使用されることを理解しなければならない。</p>

この B.9 節の中で参照している Table B.3 と Table B.4 をそれぞれ表 3-2-4 と表 3-2-5 に示す。なお、Table B.4 には以下のようなただし書きがある。

The classification in Table B.4 is valid for piling equipment and drill rigs capable of adaptation for use as piling equipment

すなわち Table B.4 の荷重分類はくい打機(Piling equipment)とくい打機として用いられるアースドリル(Drill rigs)にも適応可能なものと述べている。

Table B.3 では、くい打機の状態を施工時と休止時の 2 つに大別し、さらに両状態をそれぞれ 3 つに細分している。従って、くい打機の状態は 6 つに分類している。項目 2 では施工時の自走について独立した取り扱いがなされている。

1. 施工時作業中 : 動的荷重と風荷重が働く状態
2. 施工時自走中 : 動的荷重と風荷重が働く状態
3. 施工時装備済み : 動的荷重と風荷重が働く状態
4. 休止時 : 風荷重が作用する状態
5. 休止時 : リーダが起立し静的荷重が作用する状態
6. 休止時 : リーダを低くし静的荷重が作用する状態

表 3-2-4 EN-996 の Annex B 「Table B.3 Load cases」

Load cases	Piling equipment subjected to
1	Dynamic and wind loads in service
2	Dynamic and wind loads when travelling on jobsite in service
3	Dynamic and wind loads when working load(s) are released and/or ground in service
4	Wind loads when out of service
5	Static feces during erection out of service
6	Static in lowered condition out of service (travelling)

表 3-2-5 EN996 の Annex B「Table B.4 Classification of use on land and floating¹⁾」

Load cases	Applicable subclasses				Partial safety factor				Stability angle (deg)
	Working load(s)	Wind moment	Centrifugal moment	Dynamic / other moment	β_1	β_1	β_1	β_1	α
1	Suspended	B.6.2	B.5	B.7.2, B.7.3	1.1	1.1	1.1	1.1	5
2 ²⁾	Suspended	B.6.2	B.5	B.7.2, B.7.3	1.1	1.1	1.1	1.1	8 ³⁾
3	Released, grounded	B.6.2		B.7.2, B.7.3	1.1	-	1.1	1.1	5
4	Defined in manual	B.6.3	-	-	1.0	-	1.3	-	5
5	Not applicable	-	-	-	See B.3.2				
6	Not applicable	-	-	-	-	-	-	-	5 ⁴⁾

- 1) Stability of the ship, barge or pontoon shall be calculated in accordance with B.8.7.
- 2) Travelling on deck shall be calculated in accordance with B.8.7.
- 3) Value of α can be reduced to 5 deg if travelling on paved surfaces or bearing plates / timbers.
- 4) This is additional to the slope of any ramp to be climbed in loading onto a transporter.

Table B.4 では、6 分類した作業状態において働く 4 項目の荷重安全率と安定度を示している。その内容を表 3-2-6 に示す。また、荷重分類 1 と 2 における安定の検討について図 3-2-1 に例示する。

表 3-2-6 荷重状態と部分安全率

荷重分類	作業荷重	旋回荷重	風荷重	動的荷重	安定度
1	1.1	1.1	1.1	1.1	5°
2	1.1	1.1	1.1	1.1	8°
3	1.1		1.1	1.1	5°
4	1.0		1.3		5°
5	安定モーメント>1.1×転倒モーメント				
6					5°

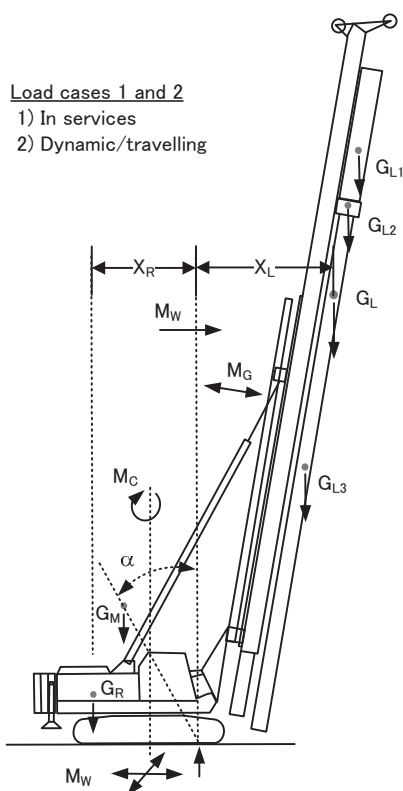


図 3-2-1 くい打機に作用する荷重の分類 (EN996 の Figure B.2 Loadcase1 (in service; dynamic). Load case 2 (in service; dynamic: travelling)より)

安定度については、基本的に 5 度が採用されているが、施工現場内を自走する場合は 8 度と述べている。なお、脚注には舗装面や敷鉄板及び敷板上を走行する場合は安定度を 5 度に低減可能とも述べている。日本の車両系建設機械構造規格では安定度を一律に 5 度以上と規定しているが、労働安全衛生規則では敷板あるいは敷角等の使用による沈下防止の措置も義務づけている。従って、我が国の安全基準は EN-996 と基本的に同じレベルであると言える。なお、EN-996 では現場内移動時における安定度の標準値は 8 度としており、5 度は限られた条件でのみ選択可能なものである。

次に B.10 章では接地圧力 (Ground pressure) の基準を示しており、「B.10.1 General」では表 3-2-7 のように述べている。

表 3-2-7 EN996 の Annex B「B10.1 General」の記述

<p>B.10.1 General</p> <p>The calculation of ground pressure shall be made for all machines including crawler mounted, wheeled piling equipment and with outrigger supports.</p> <p>The maximum value of occurring ground pressure shall be stated in the operator's manual.</p> <p>B.10.1 一般</p> <p>接地圧力の計算は、履帯式下部走行体を有するくい打機および、アウトリガー支持機構を備えたホイール式くい打機を含む全ての機械に対して行われるべきものとする。</p> <p>生じる最大の接地圧力の値をオペレータマニュアルに記述するものとする。</p>
--

くい打機において生じる最大接地圧力の計算は、支持形態が下部走行体の履帯による場合とアウトリガーによる場合の両タイプについて行うことが義務づけられており、さらにその最大値はマニュアルに明記されなければならないと述べられている。

「B.10.2 Calculation of ground pressure for crawler mounted piling equipment」では接地圧力の計算に関する基準について、表 3-2-8 のように述べている。

表 3-2-8 EN996 の Annex B「B10.2 Calculation of ground pressure for crawler mounted pilling equipment」の記述

<p>B.10.2 Calculation of ground pressure for crawler mounted pilling equipment.</p> <p>The calculation of the maximum ground pressure that can occur between the tracks and the ground can be carried out in accordance with Figure B.6.</p> <p>The effect of the total weight G_m at its point of application shall be divided into single forces P, on each track, according to the position of the most unfavorable resulting force.</p>
<p>B.10.2 履带式くい打機における接地圧力の計算</p> <p>履帯と地盤の間に生じる最大の接地圧力は、Figure B.6 に従っての計算するものとする。最も不利となる载荷条件において、総重量 G_m は両履帯に集中荷重 P となって作用するものとし(接地圧力分布を分類)する。</p>

この文中で参照している Figure B.6 とは先に述べた JIS A 8509-1 が定める接地圧力分布(表 3-1-2 参照)と内容は同じである。

3.2.2 EN-791(1995) -Drill rigs-Safety⁶⁾

先に述べた EN-996 とは別に、欧州規格では EN-791 を定めており、この基準ではくい打機を Drill rig と呼んでいる。EN-996 と同様に EN-791 も欧州各国で自国の基準として用いられており、イギリスでは BS EN-791(1996)、ドイツでは DIN BS-791(1996)、オランダでは NEN EN-791(1995)と標記されている。

EN-791 構成する章と節は以下の通りである(項については記載を省略する)。

- 0. Introduction
 - 1. Scope
 - 2. Normative references
 - 3. Definitions
 - 4. List of hazards
 - 5. Safety requirements and measures
 - 5.1 General safety requirements
 - 5.2 Driving, tramming and operating
 - 5.3 Controls, functions, systems

- 5.4 Control devices
- 5.5 Stability**
 - 5.6 Carrier brakes
 - 5.7 Protection against moving parts
 - 5.8 Electrical installations
 - 5.9 Hydraulic installations
 - 5.10 Pneumatic installations
 - 5.11 Lightning
 - 5.12 Fire protection
 - 5.13 Noise and vibration
 - 5.14 Dust and gages
 - 5.15 Draw-works, winches and ropes
 - 5.16 Roller and leaf chains
 - 5.17 Mast, derricks, feed beams and working platforms
 - 5.18 Special requirements for remotely controlled and automated drill rigs
 - 5.19 Warning devices
- 6 Verification of safety requirements/measures
- 7 Instructions for use – Instruction handbooks
 - 7.1 Marking – data plate
 - 7.2 Indicators
 - 7.3 Maintenance
 - 7.4 Instruction handbooks for drill rigs
- Annex A (normative) Measurement of noise and vibration.
- Annex B (normative) Instructions for the examination and checking of blocks, wire ropes and chains.
- Annex C (normative) Brake test for drill rigs excluding truck and tractor mounted drill rigs.
- Annex D (normative) Hazards related to operation modes of drill rigs.
- Annex E (informative) Symbols and signs
- Annex F (informative) Bibliography.

「1. Scope」ではこの基準の適用が述べられておりその内容は表 3-2-9 の通りである。また、くい打機の安定性については、5.5 節の「Stability」にその詳細を示しており、以下のような項に分類して整理されている。なお、以下では Drill rig についても本設では「くい打機」と呼ぶものとする。

- 5.5 Stability**
 - 5.5.1 General stability criteria
 - 5.5.2 Definitions for stability calculations
 - 5.5.3 Verification of stability
 - 5.5.4 Ground pressure, calculation for crawler mounted drill rigs

表 3-2-9 EN-791 における「1.Scope」の記述

<p>1. Scope</p> <p>The general term ‘drill rig’ covers several differing type of machines for use in the construction industry, water well drilling industry, mining and quarrying, for use above ground as well as underground and for tunnel construction. The differing tasks determine the choice of drilling method and type of machine. For this reason there are many possible way to separate drill rig into different groups, e.g. in accordance with:</p> <ul style="list-style-type: none"> - The task; - The drill method used; - The cutting removal method; - The type of construction work <p>The methods used for drilling can be basically differentiated in percussive and rotary drilling principles.</p> <p style="text-align: center;">----- 中略 -----</p> <p>Drill rigs are stationary during drilling. They may move from one place of work to another , under their own power. Self propelled drill rigs may include those mounted on lorries, wheeled chassis, tractors, crawlers, skid bases (pulled y winch).</p>
<p>1. 適用範囲</p> <p>‘ドリルリグ(drill rigs)’という用語は井戸掘削事業、地下と地上における掘削やトンネル掘削に使用される様々な形式の機械を含む。掘削方法と機種を選択は事業によって異なる。この理由から、ドリルリグは様々なグループに分類することが可能である。すなわち、以下によって分類することができる。</p> <ul style="list-style-type: none"> - 作業 - 使用される削坑手法 - 掘削除去の方法 - 建設工事のタイプ <p>削坑のための使用方法は基本的に衝撃式と回転式に分類することができる。</p> <p style="text-align: center;">----- 中略 -----</p> <p>ドリルリグは削坑の間、固定された状態となる。この機械は自走により場所を移動することがある。この自走可能なドリルリグには、これを搭載した貨物自動車、走行体、トラクタ、履带式走行体、ウインチによって牽引可能な基部も含む。</p>

5.5.1 項の一般的な安定基準では、くい打機の安定性について詳細に述べており、その内容を表 3-2-9 に示す。EN-791 では、2つの作業状態（自走時と施工時）についてくい打機の安定度の最低基準をそれぞれ 10 度と 5 度と定めている。安定度 10 度の値には、加速時と停止時の動的な力の作用による影響が考慮されている。

また同項の注意事項では、安定度の値に作業現場の勾配を考慮した安全の余裕を加味しなければならないとも述べられている(表 3-2-10 参照)。

表 3-2-9 EN-791 における「5.5.1 General stability criteria」の記述

<p>5.5.1 General stability criteria</p> <p>Drill rigs shall be so designed and constructed that they are sufficiently stable under the intended operating conditions, e.g. transport, tramping, parking and drilling and that there is no risk of overturning and falling. The stability shall be verified by calculation.</p> <p>The following stability criteria and calculations refer to mobile and stationary drill rigs but are not applicable to drill rigs fixed to the ground or a foundation. For those drill rigs the moments from weights and forces shall be taken into account when calculating and designing the anchoring of the drill rig.</p> <p>The stability angles, α, as defined in 3.9 and 5.5.2 shall not be less than 10° in any directions when tramping and be less than 5° under any other conditions.</p>
<p>5.5.1 一般的な安定性基準</p> <p>くい打機は、想定される作業条件下すなわち、運搬中、自走中、停車中および掘削中において十分な安定を有するよう設計及び製造されるものとする。従って、転倒や倒壊の危険性はない。安定性は解析的に確かめられたものでなければならない。</p> <p>以下に述べる安定性基準と計算は、走行時と休止時のくい打機についてのものであり、地盤や基盤に固定されたいくい打機については適用されない。これらのくい打機においては、重量と荷重によるモーメントをそのアンカー耐力を計算に考慮すべきである。</p> <p>3.9 節及び 5.5.2 項に定義された安定角(α)は、移動中においては前後左右方向に対して 10 度以下とならないものとし、その他のいかなる状況においても 5 度以下にならないものとする。</p>

表 3-2-9 EN-791 の 5.5.1 項に述べられている Note

<p>Note : The stability angle of 10° includes also a margin for the effects of the dynamic forces from acceleration and braking of the total drill rig.</p>
<p>注意 : 10 度の安定角は(自走する)くい打機に働く加速と減速によってくい打機に働く動的な荷重による影響に対する余裕も含んでいる。</p>

表 3-2-10 EN-791 の 5.5.1 項における安定度評価に関する注意事項

<p>When the drill rig is intended to work, tram or be parked on a plane deviating from the horizontal, the verification of stability shall include the maximum allowed slope angle under the most unfavorable conditions as specified and stated in the operator's instructions.</p> <p>The stability angle shall comply with the above mentioned limits, i.e. the safety margin of 10° and 5° respectively shall be added to the specified operational slope angle.</p> <p>Instructions on stability and other essential restrictions of use which are of immediate important shall be given on signs clearly visible at the driver's and operator's position, e.g. maximum allowed gradient angle for slopes when tramming or drilling. Detailed instructions regarding the restrictions and special measures to be taken when drilling, tramming or parking shall be given in the operator's instructions see 7.4.2.</p>
<p>くい打機が水平ではない地面上で作業、走行あるいは掘削を行う場合は、オペレータの指示書に明示・規定された最も不利な条件における最大許容勾配を安定性の確認に含めるものとする。</p> <p>安定角は上述の限度値に対応する。すなわち、10 度と 5 度の両安定度には作業現場の勾配を考慮した安全の余裕が加味されなければならない。</p> <p>直ちに重要となる使用上の安定性とその他の本質的な制限に関する事項はドライバー又はオペレータの着座位置において明確に視認できるように示されなければならない。すなわち、自走時と掘削時における最大許容傾斜角である。掘削中、走行中、停車中において考慮されるべき規制と特別な措置に関する詳細な事項は 7.4.2 項にあるオペレータに関する事項に示す。</p>

次に、5.5.2 項では安定性の計算に関する定義が述べられている。その内容を表 3-2-11 に示す。

表 3-2-11 EN-791 の「5.5.2 Definitions for stability calculations」の記述

<p>5.5.2 Definitions for stability calculations</p> <p>The following factors and symbols shall be used to calculate the stability:</p> <p>G_t is the total weight of the drill rig including all equipment; X_t is the abscissa of the total center of gravity referred to the tipping line; Y_t is the ordinate of the total center of gravity referred to the tipping line; α_s is the static stability angle ($\alpha_s = \arctan X_t/Y_t$); M_w is the overturning moment of wind forces; M_a is the overturning moment of centrifugal forces; M_f is the overturning moment of other working forces; $M_r = M_w + M_a + M_f$ i.e. the total overturning moment; $M_s = G_t \times X_t$ i.e. the total stabilizing moment; $\Delta x = M_r / G_t$ i.e. the apparent horizontal displacement of the centre of gravity, equivalent to the effect of the overturning moment; α_d is the dynamic stability angle, i.e. $\alpha_d = \arctan(X_t - \Delta x) / Y_t$</p> <p>Note: Tipping lines are defined in 3.10 and also shown in figure 2 to 6. The stability angles are illustrated in figure 7.</p> <p>5.5.2 安定性計算のための定義</p> <p>以下の変数とシンボルを安定性の計算に使用するものとする:</p> <p>G_t はすべての設備を含むくい打機の全重量である。 X_t は転倒支線に対する全重心の水平座標(距離)である。 Y_t は転倒支線に対する全重心の高さの座標である。 α_s は静的安定度($\alpha_s = \arctan X_t/Y_t$)である。 M_w は風の力による転倒モーメントである。 M_a は遠心力による転倒モーメントである。 M_f は他の作用荷重による転倒モーメントである。 $M_r = M_w + M_a + M_f$ すなわち、全転倒モーメント。 $M_s = G_t \times X_t$ すなわち、全安定モーメント。 $\Delta x = M_r / G_t$ すなわち、転倒モーメントの効果と同等な重心の見かけの水平変位。 α_d は動的安定度。すなわち、$\alpha_d = \arctan(X_t - \Delta x) / Y_t$</p> <p>注意: 転倒支線は、3.10 節で定義されるとともに、Figure の 2~6 に示されている。安定度は Figure 7 に図示されている。</p>
--

ここで、静的安定度(a_s)と動的安定度(a_d)が定義されており、 a_s は全重心と転倒支線を結ぶ線と鉛直軸のなす角であり、EN-996と同じである。一方、 a_d は新たに定義された指標であり、機体に働く3つの水平力を定義して考慮している。

注意(Note)で参照する Figure 2 から 7 を以下に説明する。図 3-2-2(EN-791 の Figure 2 に対応)と図 3-2-3(同 Figure 3 に対応)はホイール式走行体を有するくい打機の自走時における転倒支線(Tipping line)の考え方を示している。

図 3-2-4(同 Figure 4 に対応)は履帯式のくい打機について転倒支線(Tipping line)を示している。また図 3-2-5(同 Figure 5 に対応)は支持点の組合せによって構成される転倒支線を示している。

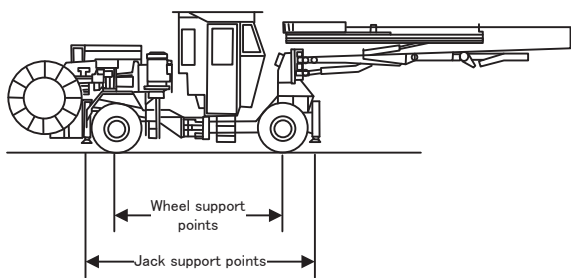


図 3-2-2 ホイール式走行体に搭載されたくい打機(EN-791 における Figure 2. Wheel mounted drill rig の例)

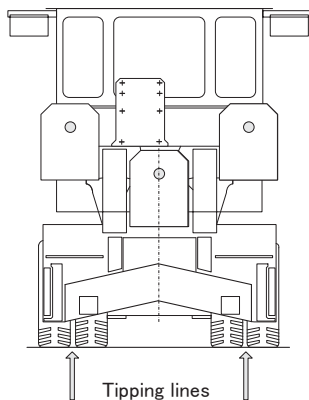


図 3-2-3 ホイール式下部走行体を有するくい打機の自走時における転倒支線(EN-791 における Figure 3. Tipping lines for wheel mounted carrier when tramming の例)

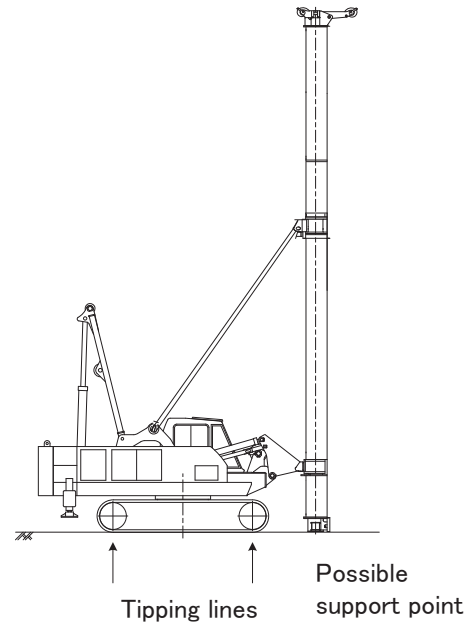


図 3-2-4 履帯式下部走行体を有するくい打機の転倒支線(EN-791 における Figure 4. Crawler mounted drill rig の例)

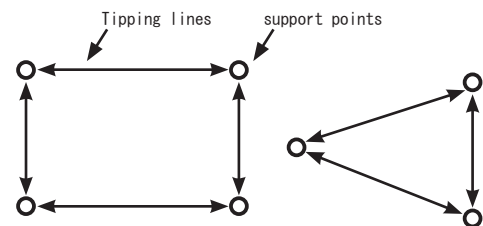
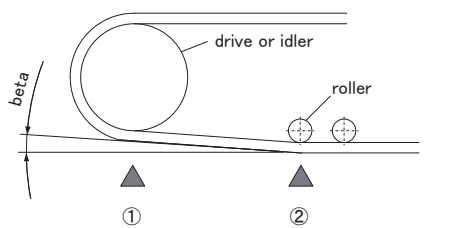


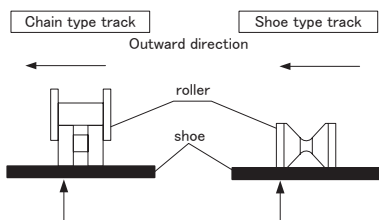
図 3-2-5 一对の支持点が形成する転倒支線(EN-791 における Figure 5. A pair of support points form a tipping line の例)

図 3-2-6(同 Figure 6 に対応)は下部走行体が履帯式の場合について、前後左右の転倒支線を詳細に解説している。補助輪の接地面に対する駆動輪あるいは従動輪の接地面の高さの相対的な高さ条件により、転倒支点は異なる。接地面を結ぶ線と水平面のなす角が2度を閾値として、転倒支点の選択が異なることを述べている。

図 3-2-7(同 Figure 7 に対応)では先に述べた静的と動的の2つの安定度が図で示されている。なお、文中で参照している 3.9 節と 3.10 節では安定度と転倒支線について、表 3-2-12 の通り定義している。



a) Tipping line in direction of travel
 Choose ① if beta is lower than or equal to 2 degrees.
 Choose ② if beta is greater than 2 degrees.



b) Tipping line perpendicular to the direction of travel

図 3-2-6 履帯における転倒支線
 (EN-791 における Figure 6. Tipping lines of crawler の例)

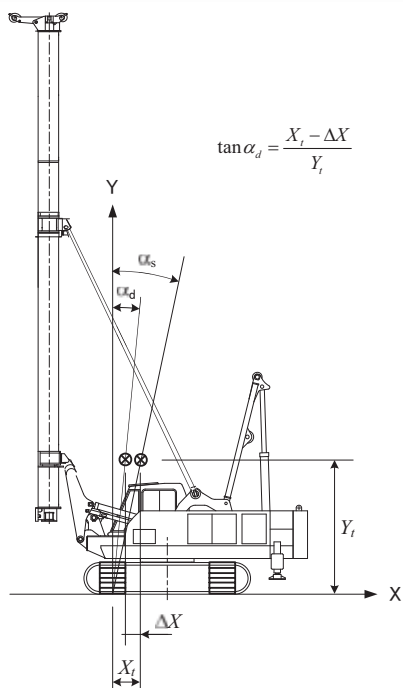


図 3-2-7 安定度

(EN-791 における Figure 7. Stability angle の例)

さらに 5.5.3 項では安定性の照査について述べられており、その内容は表 3-2-13 の通りである。

表 3-2-12 EN-791 の「3.9 Stability angle」の記述

3.9 Stability angle

The angle between the vertical plane, passing through the tipping line and the plane passing through the center of gravity, displaced as defined in 5.5.2 and the tipping lines. The stability angle thus defines the tilt angle to overturning.

3.10 Tipping lines

- a) For drill rigs, crawler and wheel mounted:
 - 1) in the direction of travel, the lines connecting the lowest support points of contact of the idlers, rollers or the drivers of the tracks or the front wheels, see figure 2 to 6;
 - 2) In sideward direction (perpendicular to the direction of travel), the lines passing through the center of the support contact area on each side of the chassis, see figure 2 to 6.
- b) For drill rigs on support legs;

The lines connecting the centers of the support leg/jacks on each side of the chassis, see figure 2 to 5.

3.9 安定度

転倒支線を通る鉛直面と 5.5.2 項に定義した重心と転倒支線とを結ぶ面の間のできる角度。従って、安定度は転倒に対する限界の傾斜角を定義する。

3.10 転倒支線

- a) 履带式とホイール式のくい打機について:
 - 1) 進行方向について、履帯のアイドラ、補助輪、または駆動輪の接触部、または前方ホイールにおける最も低い支点を結ぶ線。Figure 2 から 6 を参照。
 - 2) 横方向について(進む方向に垂直な方向)、車体の両側面における支持接触面の中心を通過する線。Figure 2 から 6 を参照。
- b) 支柱に支持されたくい打機

車体の両サイドに備わる支柱/ジャッキの中心を結ぶ線。Figure 2 から 5 を参照。

安定性を照査する場合に考慮すべき要素が述べられるとともに、マストの傾斜に関する記述と設置地盤は堅固とすべきことを述べている。重心についてはその座標を変動させる要因が述べられている。加えて、走路地盤の起伏による機体揺動とそれに伴う傾斜を安定計算に考慮すべきことが述べられている。

表 3-2-13 EN-791 の「5.5.3 Verification of stability」の記述

<p>5.5.3 Verification of stability</p> <p>5.5.3.1 General</p> <p>The stability shall be verified by calculations based on operating conditions stated in 5.5.3.6 and factors according to 5.5.3.2 to 5.5.3.5 influencing the stability. Weights and positions of center of gravity of single parts of drill rig including the base machine, which have a significant effect on the stability and which are input data for the stability calculation shall be verified by calculation and/or weighing.</p> <p>The calculations shall be based on the drill rig standing on a firm plane with a mast inclination as specified and stated in the operator's instructions and for the tipping line giving the lowest stability.</p> <p>5.5.3.2 Center of gravity</p> <p>The position of total center of gravity (X_t, Y_t) and the total weight, G_t, shall be measured by testing or calculated using the center of gravity and weights of all parts of the drill rigs.</p> <p>In the case when a single main part is movable, the calculation shall be based on the position giving the condition of lowest stability, e.g. the rotary drive in its highest position, drill rig mast positioned as far out as possible and having its greatest forward inclination as specified in the operator's instructions.</p> <p>For drill rigs with oscillating tracks the displacement of the center of gravity of the drill rig at the limits of the oscillating movements shall be taken into account in the stability calculations.</p> <p>NOTE: the final tipping lines remain the same as defined in 3.10.</p>
<p>5.5.3 安定性の照査</p> <p>5.5.3.1 一般</p> <p>5.5.3.2 項から 5.5.3.5 項までに示した安定性に影響する要因と 5.5.3.6 項に定義した作業条件に基づいて安定度は解析的に照査されるものとする。下部走行体を含むくい打機を構成する各部材の重さと重心位置は計算と計量により確認されなければならない。すなわち安定性に影響を与えるもの及び安定解析に入力すべきデータを明らかにしなくてはならない。</p> <p>計算は堅固な面に対する設置を前提とする。さらにオペレータ指示書に明示されたマスト(リーダー)の傾斜角を考慮するとともに、安定上もっとも不利な転倒支線の条件に対して計算するものとする。</p>

<p>5.5.3.2 重心</p> <p>総重心(X_t, Y_t)の位置と全重量(G_t)は試験により測定するか、あるいは、くい打機の構成する全ての部材の重心位置と重さから計算するものとする。</p> <p>なお主要な部材が可動なもの場合は、計算は最も安定性が低くなる設置位置に対して行うものとする。例えば、最も高い位置に設置された回転貫入装置、可能な限り離れた位置に設置されたマスト(リーダー)、そしてオペレータ指示書に記載されたなかで最大の前方傾斜角を与えたマストの状態である。</p> <p>起伏を有する走行路にあるくい打機においては、最大揺動によるくい打機の重心変位が安定計算に考慮されなければならない。</p> <p>注意： 最終的な転倒支線は 3.10 節で定義されたものと同じである。</p>
--

5.5.3.3 項では動的荷重、5.5.3.4 項では風荷重、5.5.3.5 項ではその他の作業荷重を述べており、その内容を表 3-2-14 に示す。

上部旋回体を有する機械に対して旋回に伴う遠心力の考慮が述べられている。さらに、風荷重については風速と風圧力の関係が定量的な値で示されており興味深い。その他の外力についてはワイヤーでつり下げた掘削装置による荷重の取り扱いについて、作業状況毎に示している。

表 3-2-14 EN-791 の 5.5.3.3 項から 5.5.3.5 項の記述

<p>5.5.3.3 Dynamic forces</p> <p>For drill rigs having a tunable superstructure, the centrifugal force which acts on the center of gravity of the rotating masses, shall be taken into account in the calculation of stability.</p> <p>5.5.3.4 Wind force</p> <p>The wind force shall be taken into account in the stability calculation. The wind force shall be assumed to act on the drill rig, including stacked drill rods and other equipment, adding to the overturning moment. The wind forces shall be calculated according to clause 4 of ISO 4302:1981. The dynamic air pressure, q, from the wind shall be chosen as follows.</p> <p>While drilling:</p> <p>$-q=250\text{Pa}$ (corresponding to a wind speed of 20 m/s) under parked and out of services conditions:</p>
--

- $q=800\text{Pa}$ (corresponding to 36 m/s) for areas up to 20m above ground;
 - $q=1100\text{Pa}$ (corresponding to 42m/s) for areas between 20m and 100m aboveground.
 For off-shore applications:
 - $q=1650\text{Pa}$ (corresponding to 49m/s).
5.5.3.5 Other working forces
 Other working forces that can influence the stability shall be taken into account when calculating the stability e.g.:

- The winch force between drill mast and drilling tool in the bore hole. The drill string and tool shall not be regarded as a support when only a rope is being used for pulling up the drilling tool;
- In the case of drilling down, the drill string may be considered as a support;
- In the case of upwards drilling it shall be checked that the available feed forces do not make the rear part of the drill rig lift.

5.5.3.3 動的な力
 上部旋回体を有するくい打機については、慣性質量の重心に働く遠心力を安定性の計算に考慮しなければならない。
5.5.3.4 風荷重
 風荷重は安定性計算で考慮にされるべきものである。風荷重では、転倒モーメントとなってくい打機本体に働く荷重、及び掘削装置およびその他の装備に働く荷重を考慮する。風荷重は ISO4302 : 1981 の第 4 章に従って計算するものとする。風による動的な風圧力、 q は以下の通り選択するものとする。
 掘削中:
 - $q=250\text{Pa}$ (風速 20m/s に対応)
 駐機中あるいは休止中
 - $q=800\text{Pa}$ (風速 36m/s に対応)地上 20m 以上の高さ
 - $q=1100\text{Pa}$ (風速 42m/s に対応)地上 20m から 100m の高さに対応
 海岸地域における適応:
 - $q=1650\text{Pa}$ (49m/s に対応する)
5.5.3.5 その他の外力
 安定性に影響を及ぼすその他の作業荷重はその計算時に考慮されなければならない。例えば:
 - 掘削坑内にある掘削器具とマスト(リーダ)の間において、その引き上げ時に働く荷重。掘削器具のつり上げに使用すれ用具がロープのみの場合は、掘削器

具とそのつり下げワイヤを支持器具とはみなさない。
 - 掘削を行っている場合では、つり下げワイヤを支持器具と見なす場合がある。
 - 上向きの掘削の場合は、有効な送り分力が掘削器具の後部に持ち上げる力を与えないか確認が必要である。

次に、5.5.3.6 項では作業条件について、施工時、移動時そして斜面における施工時の 3 つの状態に大別して、安定性の考慮に必要な条件を述べている。

表 3-2-14 EN-791 の「5.5.3.6 Operating conditions」の記述

5.5.3.6 Operating conditions
 The stability of the drill rig shall be calculated for the following operating conditions which shall be stated in the operator's instructions.
a) Working
 The calculation shall be carried out for the most unfavorable combination of conditions that may occur (see examples below):

- Booms, service platforms and feed extension in advanced positions and turned to the limit of the working area. The rated load shall be applied to the services platform;
- Steering turned in the extreme and most unfavorable position (articulated carrier)
- Mast at the utmost front upward position and maximum forward mast inclination;
- Attachments at their highest position;
- Most unfavorable choice of tipping line;
- Wind coming from the most unfavorable direction;
- Centrifugal forces applied to the superstructure;
- Maximum pulling forces on the rope suspended tool in the bore hole.

The effect of overturning moments is equivalent to, and can be taken into account as, an apparent horizontal forward displacement Δx of the total center of gravity of the drill rig. The total apparent displacement of the center of gravity is expressed as follows:

$$\Delta x = (M_w + M_a + M_f) / G_r$$

Where the moment due to wind, centrifugal and other forces

are calculated in the most unfavorable simultaneous combination that may occur as foreseen in the operation's instructions. The stability angle is calculated :

$$\tan \alpha_d = (X_t - \Delta x) / Y_t$$

b) Trimming

Stability in trimming shall be calculated for the specified conditions as stated in the operator's instructions, taking into account the most unfavorable case.

c) Working on slopes

The stability calculations shall be done for the most unfavorable as allowed in the operator's instruction.

5.5.3.6 操作条件

くい打機の安定性については、オペレータのマニュアルに記載されている通り、以下の操作条件について計算されるものとする。

a) 施工時

安定性計算は、起こりうる最も不安定な状況の組み合わせに対して行うものとする(以下に例を示す):

- 作業領域内における初期位置から最大位置までブーム、作業用プラットフォーム及び送り用具を伸張させた状態。定格荷重は作業用プラットフォームにも適用される。
- 最も不安定な位置に操舵されたとき(連結式装置)
- 最も前方位置にマストを位置させた状態、及びマストに最大傾斜を与えた状態
- 付属設備が最大高さにある状態
- 転倒支線が最も好ましくない状況
- 最も好ましくない方向からの風
- 上部旋回体に働く遠心力
- 掘削項内に器具がロープでつり下げられた状態で働く最大の引っ張り力

転倒モーメントの影響は、くい打機の全体重心の見かけの前方変位 Δx と同等なものとして考慮することができる。全体の重心の見かけの変位は、以下の通りに表される:

$$\Delta x = (M_w + M_a + M_f) / G_t$$

ここで、風、遠心力およびその他の外力によるモーメントはオペレータの指示書において予見されうる最も好ましくない状況を組み合わせによる計算である。

安定度は次式によって計算される:

$$\tan \alpha_d = (X_t - \Delta x) / Y_t$$

b) 移動時

移動時の安定度は、オペレータの指示書において特別な状況、すなわち最も好ましくないケースを考慮して計算す

るものである。

e) 斜面施工時

安定性の計算はオペレータの指示書に示された最も不利な条件に対して実施するものとする。

次に5.5.3.7項では安定性に影響するマスト部の傾斜計測について述べており、5.5.3.8では荷台やトレーラに取り付けられるタイプのくい打機について、その安定性を述べている。両項の内容は表 3-2-15の通りである。

表 3-2-15 EN-791 の「5.5.3.7 System for the measurement of inclination as regards stability」の記述

5.5.3.7 System for the measurement of inclination as regards stability

For checking the stability under trimming condition and whilst working with a capacity table, the drill rig shall be equipped with a measuring system e.g. and inclinometer. The measuring system shall show the operator the actual absolute forward, backward and lateral inclination of drill mast (when this is relevant to the stability). If major parts of the drill rigs can be moved horizontally and this has an effect on the stability, the operator shall be able to determine the position of these parts from the operator's position.

A simple system for measuring the absolute inclination of the drill rig shall be provided, e.g. a bubble level or pendulum system.

5.5.3.8 Stability of truck and trailer mounted drill rigs.

In addition to the above mentioned criteria the following shall be considered. When a drill rig and its auxiliary equipment is mounted on a truck or trailer chassis, the weight distribution, axle and tyre loading shall be within the limits specified by the vehicle manufacture.

Consideration shall be given to the effect of the vehicle suspension.

5.5.3.7 安定性に関する傾斜計測のためのシステム

移動中及び許容荷重内での作業中にあるくい打機の安定性を確認するために、くい打機には計測システムを備えるものとする。例えば傾斜計である。計測システムはオペレータにマストの正確な前方、後方及び側方の絶対傾斜角

を示す(但し、それが安定性に関係する場合)。もし、主要なくい打機の部材が水平移動可能でこれが安定性に影響を与える場合は、オペレータはそれらの部材の位置を着座位置から操作できなければならない。くい打機の絶対傾斜を測定する簡単なシステムの一つとして、例えば気泡型の水平指示器や振り子型装置がある。

5.5.3.8 トラックおよびトレーラに取り付けられたくい打機の安定性

上述の基準に加えて、以下の事項を考慮する。くい打機とその補助装置をトラック又はトレーラの車体に積載する場合は、車軸と車輪に働く荷重を車両製造者によって示された限界以内にする。

次の 5.5.4 項では履帯面に生ずる圧力分の計算について述べている。その内容は先の EN-996 と同じであり、表 3-2-16 の通りである。

表 3-2-16 EN-791 の「5.5.4 Ground pressure, calculation for crawler mounted frill rigs」の記述

5.5.4 Ground pressure, calculation for crawler mounted drill rigs

5.5.4.1 General

For crawler mounted drill rigs the highest ground pressure which can occur shall be calculated according to 5.5.4.2 for the operating conditions according to 5.5.3.6. The values shall be stated in the operator's instructions.

5.5.4.2 Calculation of ground pressures

The calculation of the maximum ground pressure that can occur in the contact point between tracks and ground shall be carried out in accordance with figure 8. The total vertical resultant force, see 3.11, in its point of application, shall be divided into single loads, P , on each track according to the position of the resultant force.

----- Omission -----

5.5.4 履帯を下部走行体に有するくい打機の接地圧力の計算

5.5.4.1 一般

履帯を備えるくい打機に生じうる最大接地圧力は、5.5.3.6 項による使用条件について、5.5.4.2 項に従って計算されるものとする。その値はオペレータの指示書に明示さ

れるものとする。

5.5.4.2 接地圧力の計算

履帯と地面の間の接触点に生ずる最大接地圧力の計算は Figure 8 に従うものとする。履帯面上における鉛直荷重の作用分布は 3.11 節に従って、合力の単一荷重 P が作用する位置により分類される。

----- 省略 -----

3.3 安全基準の国際比較

安定度(the stability angle)はくい打機の転倒を防止するうえで重要な基準の一つである。安定度は国内外の基準において定められているが、その値と適用条件には差も見られた。表 3-3-1 は欧州規格である EN-996 と EN-791 及び厚生労働省告示である車両系建設機械構造規格の内容を比較して示す。

EN-996 と EN-791 では共通して走行時の値を施工時に比べて大きく設定している。自走時のくい打機は施工時に比べて不安定であり、安定性を高く設定しなければならないことを示している。なお、両 EN 規格では自走時の安定度が異なっている。これは機種による安定度の差を示している。

表 3-3-1 転倒防止に係る安全基準の比較

	安定度(deg)			
	安全基準		推奨値	
	施工時	走行時	施工時	走行時
日本	5		7	9
EN-996	5	8		
EN-791	5	10		

なお、EN-996 では走行時の安定度 8 度について次のような注釈も示している。

Value of α can be reduced to 5 deg if travelling on paved surfaces or bearing plates / timbers.

すなわち、舗装面ならびに敷鉄板や敷板で養生された支持地盤を自走する場合は安定度の(最低基準)値(α)を(施工時と同じ)5 度に減ずることができると

している。

我が国の構造規格では安定度の値を5度と定めているが、この値は欧州規格が限定する「水平かつ堅固」な条件に一致させたものと見られる。労働安全衛生規則第173条では脚部の沈下防止の措置を義務づけている。しかし、EN-996は地盤状態が良好な場合に安定度の条件を緩和しても良いというものであり、言い換えると現場地盤が舗装路面や水平堅固でない限り、安定度を5°に低減することはできないとも解せる。我が国において同様な考え方が必要ないように思われる。

また、欧州規格には我が国の基準では述べていない詳細な規程が多く含まれている。なかでも、転倒支線(Tipping line)の明確化と動的安定度(Dynamic stability angle)の導入は特徴的であり興味深い。

転倒支線に補助輪(Roller)または駆動輪(Drive)若しくは従動輪(Idler)のいずれの点を選択するかは、履帯と接地点のなす角度によって異なる。すなわち、補助輪の接地点と駆動輪(又は従動輪)の接地点を結ぶ線と水平面のなす角が2度よりも大きい場合は補助輪を転倒支線とし、それよりも小さい場合は駆動輪(又は従動輪)を転倒支線とするものである。我が国の構造規格では転倒支線を選択について記述が見られない。JISは最も不利となる条件から転倒支線を選択するように述べているが、その解釈は製造者に委ねられているように思われる。

動的安定度は、転倒支点に対する重心位置の関係から求まる安定度に対して、さらにその値を減じて機体をより安定化させるための追加的な指標の値と言える。静的な安定性の指標である「安定度」から、動的な不安定性の指標である「動的安定度」を差し引いて、実質的な正味の安定度を求めさせている。そして、くい打機はこの正味の安定度が基準を満足していることを確認したうえで使用されなければならないと定めている。

動的な不安定要因には、「風荷重」、「遠心力」そし

て「その他の作業荷重」が考慮されている。風荷重は施工条件や地域に応じて値が規定されている。遠心力は上部旋回体の旋回に伴って発生する荷重である。その他の作業荷重には、掘削機械を引き抜く際に生じる荷重やその他の安定性に影響を及ぼす荷重が考慮されなければならない。一方、我が国の構造規格では、動的安定度に類する要因の考慮は述べられていない。なお、「機械の包括的安全対策に関する指針」においては、転倒防止に必要な措置を講じなければならないことが述べられており、安全性を向上させるための継続的な取り組みの必要性が指摘されている。

以上より、我が国の安全基準に示された安定度をはじめとする事項は、最低限満足されなければならないものであり、その概念は欧州規格とも一致する。しかしながら、欧州基準はさらに実施上の要件や適合条件を詳細に示すとともに、その照査方法もわかりやすく解説している。結果的に欧州の使用者にとって安全の確認作業が少し煩雑なものとなっている可能性もあるが、災害の防止に有効な規制のものでくい打機は使用されているようにも思う。一方、日本の安全は製造者や使用者の自主的な判断に委ねているために、検討内容がブラックボックス化する懸念もある。

転倒事故の発生が多い自走時の安定度について、欧州基準では閾値を高く設定している。しかしながら、動的安定度については施工時の安定条件として考慮されているものの自走時には考慮されていない。すなわち、閾値の増加により安全レベルが引き上げられている。一方我が国では、自走時と作業時の安定度について閾値を分類しておらず、動的安定度のような検討項目も設けていない。

くい打機は掘削や盛土された現場内を(自走)移動する。現場の支持力の不均一さや地表起伏による揺動も発生しやすく、転倒の危険性は静止時に比べて高くなる。従って、自走時の安全基準には危険性の

適切な評価に基づいた余裕の加算が必要である。しかしながら、危険要因とその作用は解明されておらず、研究の必要があることもわかった。また、機械側の条件については詳細な記述が見られるものの、支持地盤側の安全条件については、国内外に共通してほとんど触れられていない。地盤養生の選択についても事業者委ねられているのが現状であり、施工方法も経験的に判断されている場合が多い。従って、転倒の危険に与える地盤側の要因も解明が必要なおことがわかった。

3.4 まとめ

1) 国内の安全基準

くい打機の転倒防止に関する安全基準について、以下の4つを調査し、内容を整理した。

1. 労働安全衛生規則
2. 車両系建設機械構造規格
3. ソイルミキシングウォール設計施工指針
4. 日本工業規格(JIS A 8509-1)

労働安全衛生規則はくい打機の倒壊防止に関する安全基準を示しており、軟弱な地盤における沈下防止の措置を義務付けている。しかしながら、支持力安全率や沈下量の基準については述べておらず、安全レベルの選択は事業者委ねられているのが現状である。

車両系建設機械構造規格(厚生労働省告示)では、建設機械が備えなければならない安定度について機種毎に定めている。ブル・ドーザー等の安定度は35度と高く設定する一方で、くい打機では5度となっている。従って、くい打機はブル・ドーザー等に比べて安定度が低く不安定な機械ともいえる。なお、安定度の値は「水平かつ堅固」な面に対する設置が前提とされている。

日本材料学会が発行するソイルミキシングウォール設計施工指針では独自に安定度の推奨値を示して

おりその値は、作業時が7度以上、走行時は9度以上となっている。この値は日本建設機械化協会他の団体が発行するマニュアル等にも用いられている。

日本工業規格では、くい打機の履帯面上に生ずる載荷圧力分布の形状とその最大値(σ_2)の計算方法が日本工業規格のJIS A 8509-1に定められている。機体重心の水平偏心量(e)と履帯諸元の相対的な関係に基づいて載荷圧力分布は5種類に区分されている。なお、設置条件については構造規格と同様に水平で堅固な地盤が仮定されている。

2) 海外の安全基準

くい打機に関する安全基準が欧州規格(European norm)に示されている。

1. EN-996(1996) -Piling equipment-Safety requirements
2. EN-791(1996) -Drill rigs-Safety

この2つの基準は欧州各国でも自国の基準として採用されており、英国のBS、ドイツのDIN、オランダのNENなどに同様な内容で示されている。

EN-996(1996) -Piling equipment-Safety requirementsでは、くい打機の安定条件について、状況を施工時と休止時の2つに大別し、さらに両状況をそれぞれ3つに分類して、2つの指標を示している。詳細は前節に譲るが、この指標には作用荷重の安全率と機体の安定度が示されている。6つの荷重状態に対する安定度(Stability angle)は自走以外の場合を5度、自走する場合は8度としている。

EN-791(1996) -Drill rigs-Safetyでは、2つの作業状態(自走時と施工時)についてくい打機の安定度を以下のように解説している。

「移動中は、前後左右方向に対して10度以上を有し、その他の状況では5度以上を有しなければならない。安定度10度は、加速時と停止時の動的な力の作用による影響が考慮されている」。

以上より、EN-996とEN-791に示された安定度の値は、自走時とそれ以外の状態に区分されている。

両 EN においては、自走時における安定度の値が、それ以外の状態に比べて大きく設定されている。

3) 国内と海外の法令規則の比較

安定度(the stability angle)はくい打機の転倒を防止するうえで重要な基準の一つである。安定度は国内外の基準に定められているが、その値と適用条件には差も見られた。我が国の安全基準に示された安定度をはじめとするその他の基準は、最低限満足されなければならないものである。従って、その意味では欧州規格と概念は一致している。しかしながら、欧州基準ではさらに、実施上の要件や適合条件からレベルに応じた値を示すとともに、その基準を満足するか否かの確認方法も解説している。

転倒事故の発生が多い自走時の安定度について、欧州基準では閾値が高く設定され、安全レベルは高められている。一方で動的安定度の検討方法は施工時と自走時で異なっており、その理由も明確でないなどの疑問も生じた。自走時の危険要因とその作用については科学的な検討が必要なことが確認された。

また、くい打機自体の機械側の安全条件については詳細な記述が見られるものの、地盤側のそれについては国内外の基準にほとんど触れられていない。地盤養生については事業者に対応が委ねられ、工法は経験的に選択されているのが現状である。

従って、くい打機を設置する支持地盤についても転倒に与える危険性を解明し、安全基準を明らかにする必要があると思われる。

(SMW)設計施工指針(改訂版), SMW 掘削機械転倒防止のための重点管理基準, p.78, 2002.

- 4) (社)日本規格協会 : JIS A 8509-1:2007 「基礎工事機械－安全－第一部 : くい打機の要求事項」, pp.20-33, 2007.
- 5) British Standards Institution : BS EN 996, Piling equipment - Safety requirements, 1996.
- 6) British Standards Institution: BS EN 791, Drill rigs – Safety, 1996.

3.5 参考文献

- 1) 労働調査会 : 安衛法便覧 I, 労働安全衛生規則 車両系建設機械構造規格, pp.966-967, 2007.
- 2) 労働調査会 : 安衛法便覧 II, 車両系建設機械構造規格, pp.512-516, 2007.
- 3) (社)日本材料学会 : ソイルミキシングウォール

4 実大現場実験

くい打機が現場内を自走する際に生じる揺動現象を実測するために、実大現場実験を行った。本実験は写真 4-1-1 に示す東京国際空港国際線地区エプロン等整備等事業が行われたエリアの南西部にて実施したものであり、厚生労働省東京労働局、国土交通省関東地方整備局東京空港整備事務所、東京国際空港国際線地区エプロン等整備等事業大成・鹿島・五洋・東亜・鹿島道路・大成ロテック異工種建設工事共同企業体の協力により実施した。



図 4-1-1 東京国際空港国際線地区エプロン等整備事業と実験現場(枠部分)(事業案内パンフレットより転載)



写真 4-1-1 東京国際空港を上空から見た様子と国際線地区エプロン等整備事業の実施箇所(枠部分)



写真 4-1-2 多数のくい打機が稼働する整備地区現場の様子

4.1 実験の概要

実大現場実験は実機の標準的な応答を確認し、応答に与える支持地盤とくい打機との関係を明らかにすることを目的に実施した。地盤条件については、現場密度試験、水準測量及び支持力試験を実施した。応答については、機体の 3 箇所に 3 成分(x,y,z 成分)の加速度計を設置し、揺動の大きさとその周期性を調査した。

実験を行った場所を図 4-1-1 に示す。写真 4-1-2 は施工現場の様子を示し、ピーク時には 20 機を超えるくい打機が 24 時間体制で稼働していた。

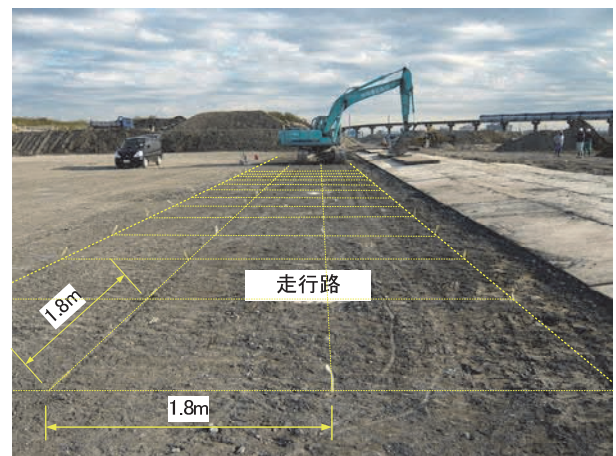


写真 4-1-3 実大実験用の走行路

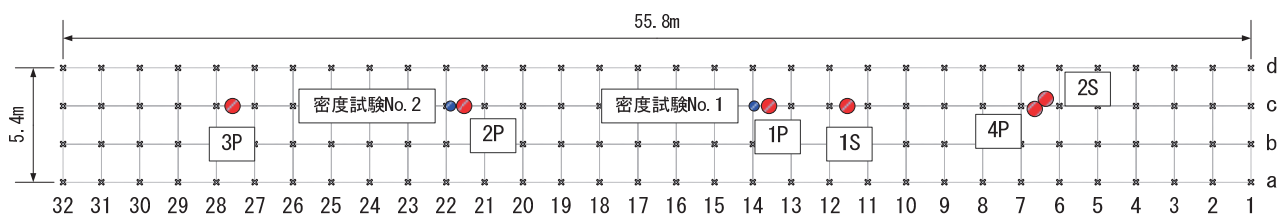


図 4-1-2 走行路の幅と長さおよびマーカー位置ならびに密度試験(No.1 と 2)と支持力試験(1P,2P,3P,4P)の位置

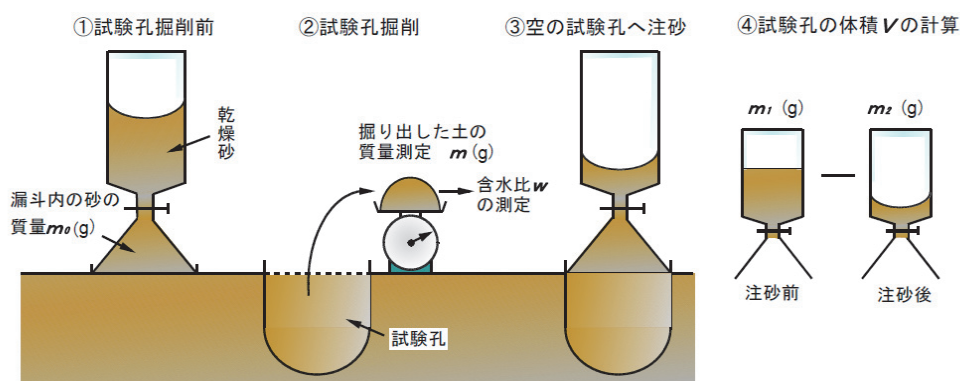


図 4-2-1 現場密度試験の概要

写真 4-1-3 は実験前の走行路を撮影したものである。走行路には 1.8m 間隔でマーカーが設置されている。本研究では図 4-1-2 に示すように、このマーカーの位置を行と列番号から No.1-a～No.32-d と定義し、後述する水準測量の測点とした。また図中には現場密度試験と支持力試験を実施した位置もあわせて示す。

移し、含水比が変化しないよう密閉して保管する。その後、質量を計測する(②)。なお、試験孔の最小体積は表 4-2-1 に示す試験法で定められた値を目安とする。

4.2 現場密度試験

表 4-2-1 土の最大粒径に対する試験孔の最小体積

土の最大粒径, mm	試験孔最小体積, cm ³
53	2800
26.5	2100
13.2	1400
4.75	700

4.2.1 試験の方法

くい打機を自走実験させる走行路において、砂置換法による現場密度試験を行った。試験の手順を図 4-2-1 に示す。はじめに試験箇所の地表面を直ナイフで水平にし。次に漏斗内に砂を移動させる(①)。そして地表面にベースプレートを密着させて置く。その内側の掘削(試験孔掘削)する。掘り出した土を全て別容器に

次に試験孔の体積を測定する。ベースプレートを漏斗に合わせ、測定器を直立させる。そしてバルブを開き、測定器内の砂の移動が止まったらバルブを閉じる(③)。そして測定器と残った砂の質量を量り、試験孔および漏斗に入った砂の質量を求める。

測定した質量から漏斗を満たすのに必要な砂の質量を除いて、試験孔を満たすのに要する砂の質量を求める。

4.2.2 試験の結果

現場密度の測定箇所を図 4-2-2 に示す。試験は 1P と 2P の近くでそれぞれ一回ずつ実施した。本来は一地点で試験を 3 回程度実施してその平均値を求めめるが、周辺ではサンドコンパクションパイプを施工していたため振動の影響を強く受けた。そのため各地点について一回の試験を実施し、得られた値は密度の参考値として整理した。

試験結果を表 4-2-2 に示す。湿潤密度を比較すると No.1 と No.2 では、それほど大きな差はない。しかし、乾燥密度や含水比、締固め度を比較すると、両者は大きく異なる。これは、No.1 が粘性土であったのに対し、No.2 は礫を含む砂質土であったため、密度や締固め度

に差が生じたと考えられる。採取した試料の物理試験の結果を表 4-2-3 に、粒度分布を図 4-2-3 に示す。粒度分布を比較すると、No.1 は No.2 に比べ全体的に上に位置していることから、No.2 よりも粒径が小さいことがわかる。以上のことから、走行路の土質にはばらつきがあり、締固め度も異なることがわかった。

表 4-2-2 現場密度試験の結果

試験孔	No.1	No.2
湿潤密度 ρ_t	1.531	1.670
乾燥密度 ρ_d	0.922	1.389
含水比 $w(\%)$	65.97	20.24
締固め度 ρ_d/ρ_{d8} (%)	68.6	103.3

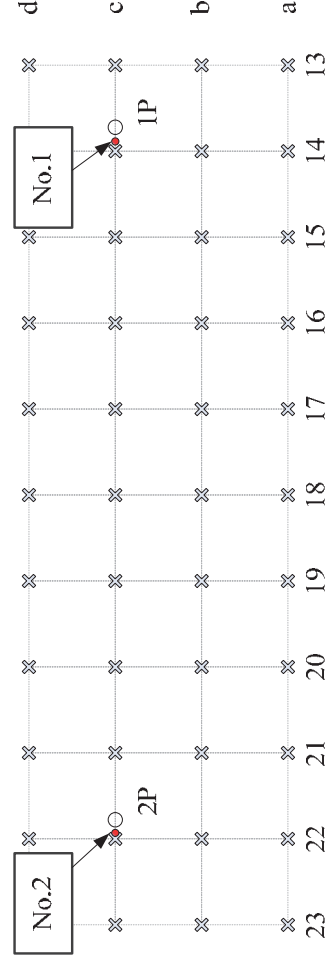


図 4-2-2 走行地盤において現場密度試験を行った箇所

表 4-2-3 物理試験結果

試料名	土粒子密度 ρ_s (g/cm ³)	最大粒径 D_{max} (mm)	均等係数 U_c	地盤材料の分類名
No.1	2.685	26.5	89.8	礫まじり細粒分質砂 (SF-G)
No.2	2.675	19	39.3	細粒分質礫質砂 (SFG)

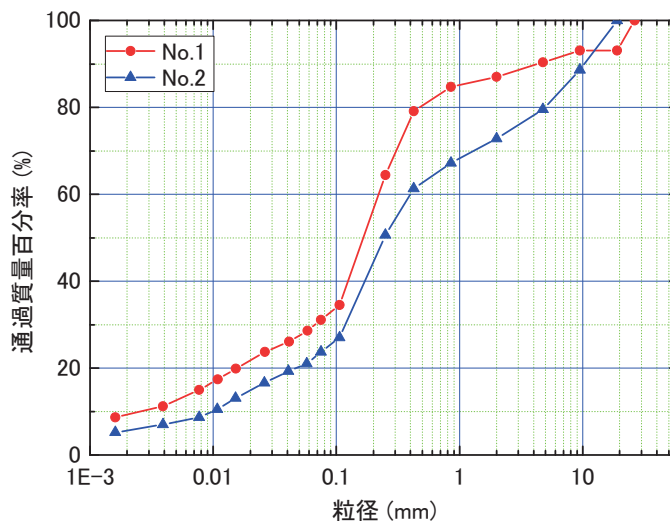


図 4-2-3 採取した試料の粒度分布

4.3 水準測量

4.3.1 水準測量の概要

走行路に存在する地盤起伏を明らかにするために水準測量²⁾を行った。この走行路の水準測量は同一箇所に対して 1)敷鉄板を敷設する前の地盤、2)走行前における敷鉄板の上面及び 3)走行後における敷鉄板の上面後の計3度実施した。

図 4-3-1 に水準測量の概念図を示す。点 A の標高が既知で点 B の標高が未知の場合、点 B の標高は後視 (BS)と前視(FS)を計測し、次式で求めることができる。

$$\text{点Bの標高} = \text{点Aの標高} + BS - FS \quad (4-3-1)$$

(1) 走行路における地盤起伏の測定

走行路には 1.8m 間隔で格子状にマーカを設置し、これを測点として地盤高さを測定した。その様子を写真 4-3-1 に示す。

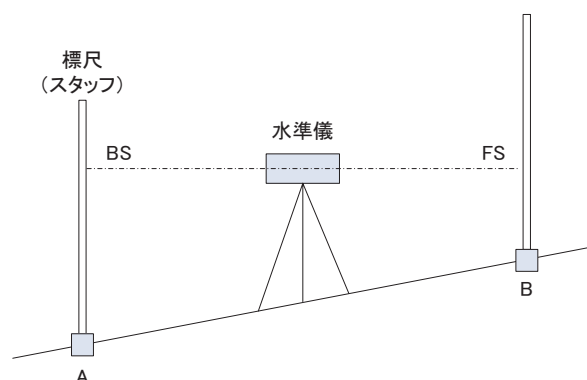


図 4-3-1 水準測量の方法



写真 4-3-1 水準測量の様子

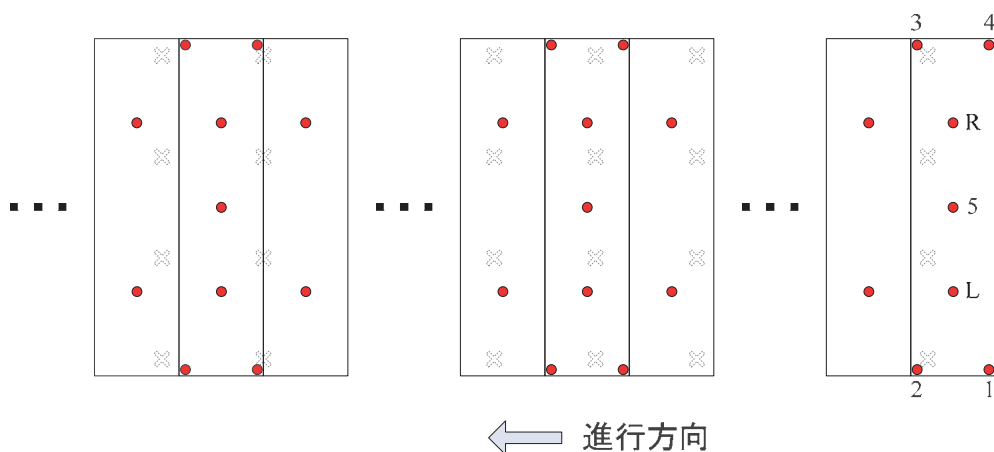


図 4-3-2 敷鉄板の沈下量の測定

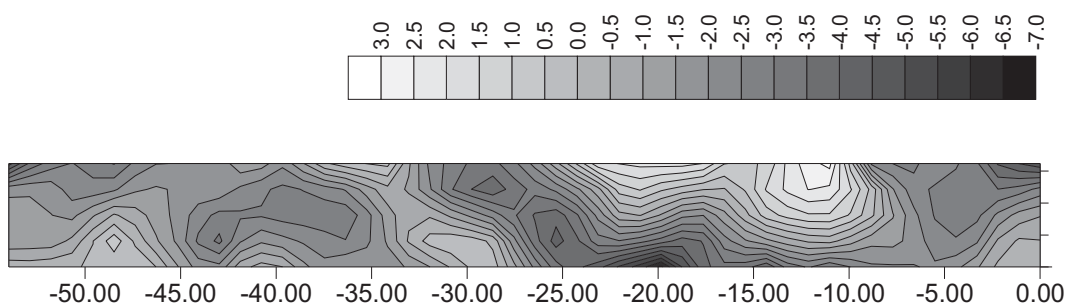


図 4-3-3 走行路の地盤起伏(contour 図)

(2) 敷鉄板の沈下量の測定

くい打機の走行による敷鉄板の沈下量を調べるために、走行前後の敷鉄板の高さを測定した。図 4-3-2 はその測点を示す。進行方向に対して左側の履帯が通過する位置を点 L、その右側を点 R とし、全ての敷鉄板について測定した。さらに、敷鉄板の 1 枚目(No.1)、11 枚目(No.11)、21 枚目(No.21)については、四隅と中央部の高さを点 1～点 5 として追加測定した。

4.3.2 測定結果

(1) 走行路の不陸

図 4-3-3 は、No.1 の点 1 を 0m としたときの走行路

地盤の高低差を示す。走行路には緩やかな起伏がみられるものの、その最大高低差は約 10cm である。

(2) 敷鉄板の沈下量

くい打機が走行した前後に敷鉄板上の測点を水準測量し、沈下量を求めた。図 4-3-4 に計測した 3 枚の敷鉄板、No.1、No.11、No.21 の位置を示す。図 4-3-5 は走行前後の比較から求めた沈下量の分布を示す。敷鉄板上に生じた沈下は約 1cm であり、その値は非常に小さかった。その理由は走行路の地盤が後述するように非常に堅固であったためと考えられる。

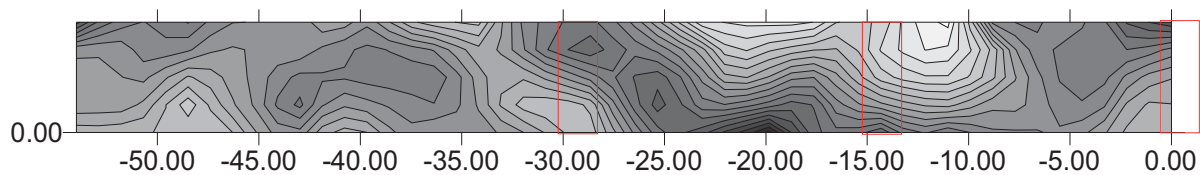


図 4-3-4 敷鉄板の位置(右から 1 枚目(No.1), 11 枚目(No.11), 21 枚目(No.21))

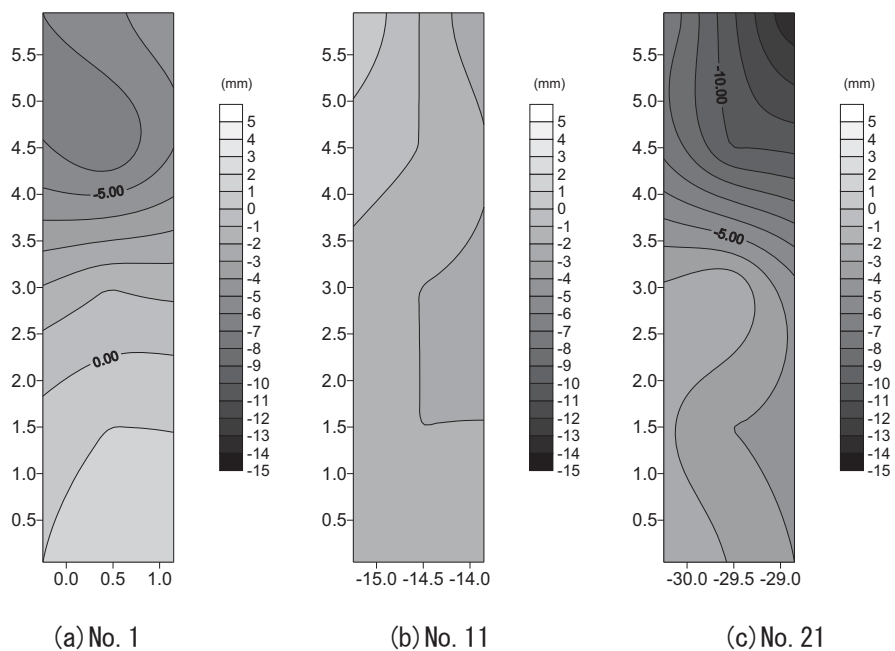


図 4-3-5 走行前後の比較による敷鉄板の沈下量

4.4 現場支持力試験

4.4.1 現場支持力試験の概要

走行路の地盤支持力を測定するために、現場支持力試験を行った。この試験法は当研究所にて検討している新たな手法であり、JIS 等に基準化された平板載荷試験³⁾に比べ、実施が非常に簡易なことを特徴とする。

図 4-4-1 は現場支持力試験の装置を示す。この装置は架台の 4 隅には車輪が取り付けられており、人力により現場内を移動することが可能である。試験に必要な載荷装置は架台にまとめられており、迅速な移動と試験が可能である。ハンドルは角度を 0 度、45 度、90 度の 3 段階に調節でき、写真 4-4-1 のように下部走行体と支持地盤の間に装置を挿入できる。

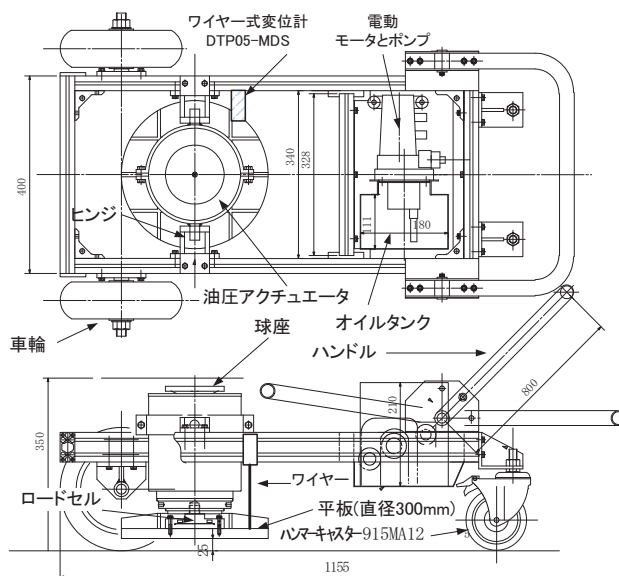


図 4-4-1 開発した現場支持力試験の装置



写真 4-4-1 下部走行体と支持地盤の間に設置した現場支持力試験装置



写真 4-4-2 機体の浮き上がり変位量の測定 (左：前部の様子, 右：後部の様子)

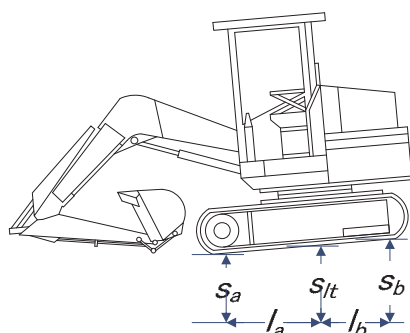


図 4-4-2 機体の浮き上がり補正方法

4.4.2 試験方法

下部走行体の底部において支持力試験を実施する。荷重位置に重機を移動させ、荷重する部分の地盤表面をストレートエッジで平坦に仕上げる。そして、試験装置を下部走行体の底部に挿入し、アクチュエータの上面にある球座が重機のフレーム位置に一致するように調整する。

次に、上部旋回体の向きを履帯と平行に合わせる。

写真 4-4-2 に示す変位計(写真ではワイヤー式変位計)を機体に設置する。変位計は機体の前方と後方の 2 箇所に設置し、荷重に伴って図 4-4-2 のように生じる機体の浮き上がりを計測し、荷重板の沈下量(\$s\$)を補正して求める。アクチュエータの荷重位置における理論浮き上がり量(\$s_{lt}\$)は前部と後部における機体の浮き上がり量 \$s_a\$ と \$s_b\$ 及び計測間隔 \$l_a\$ と \$l_b\$ を用い、式(4-4-1)で換算して求める。そして、\$s\$ の値はアクチュエータの伸張量(\$s_s\$)と \$s_{lt}\$ を用いて式(4-4-2)から求める。

$$s_{lt} = \frac{s_b \cdot l_a + s_a \cdot l_b}{l_a + l_b} \quad (4-4-1)$$

$$s = s_s - s_{lt} \quad (4-4-2)$$



写真 4-4-3 機体変位量の測定

支持力試験の様子を写真 4-4-3 に示す。支持力試験装置が下部走行体と地盤の間に挿入され、機体後部にはワイヤー変位計が取り付けられている。載荷板に与えた載荷荷重(F)及び s_s , s_a , s_b はデータ収録装置に保存され、この収録装置は制御用パソコンで観測する。載荷中はモニターで変位速度(v_s)を観察し、値が 5mm/min でほぼ一定となるよう写真 4-4-4 にある流量調整バルブを操作した。なお、この値は現場 CBR 試験における標準的な載荷速度を参考に設定した。

載荷板の直径(D)に対する s の比を沈下比(s/D)と定義し、以下の解析で用いた。支持力試験は図 4-4-3 に示す 4 地点で実施した。



写真 4-4-4 試験装置と流量調整バルブと操作レバー

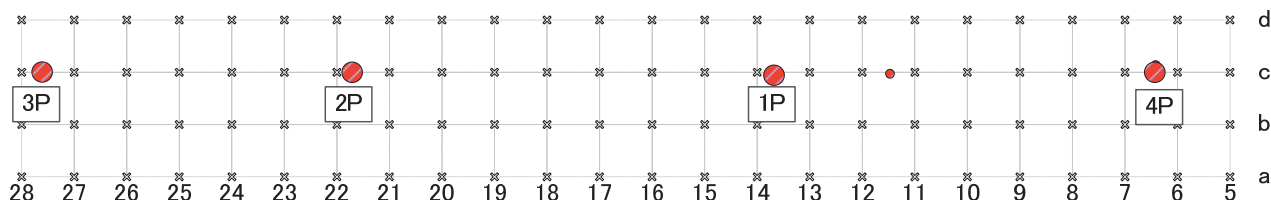


図 4-4-3 支持力試験の実施位置

4.4.3 試験結果

(1) 試験装置の性能確認

支持力試験では、油圧アクチュエータに供給するオイルの流量をマニュアル制御して一定の変位速度に調整した。同装置に搭載する油圧アクチュエータは図 4-4-4 に示すような 2 重構造のシリンダーを有している。載荷時の伸張による断面積の増減によって負荷も増減するため、流量を調整して変位速度が一定となるようにした。

図 4-4-5 は載荷試験における沈下比(s/D)と変位速度(v_s)の関係を示す。 v_s が不規則に変化しているが、これは流量をマニュアルで調整した際の反応が現れているものである。

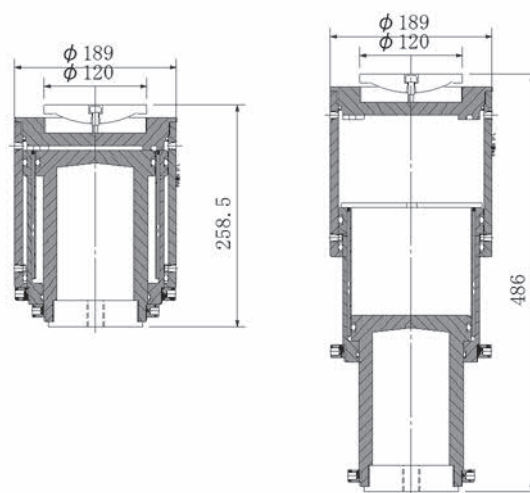


図 4-4-4 油圧アクチュエータの構造 (左: 収縮状態 右: 伸長状態)

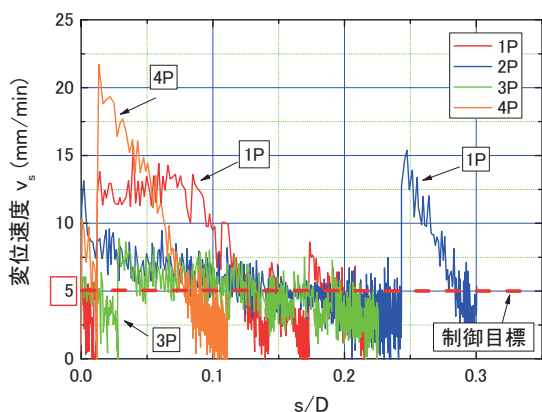


図 4-4-5 変位速度と s/D の関係

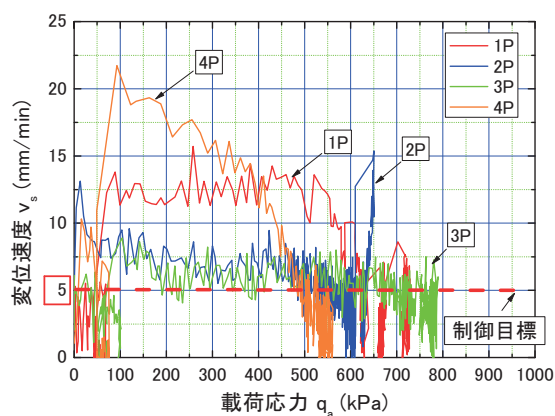


図 4-4-6 変位速度(v_s)と載荷応力(q_a)の関係

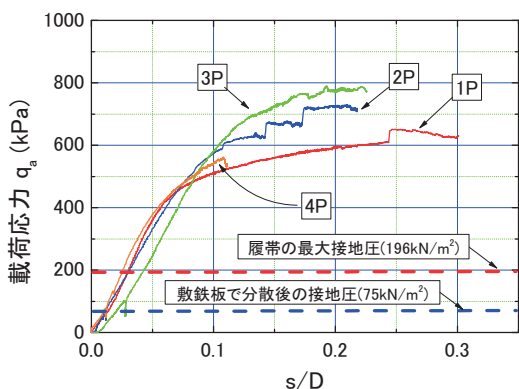


図 4-4-7 載荷応力(q_a)と沈下比(s/D)の関係

v_s の分布範囲は試験毎に若干の差が見られ、試験 2P と 3P では、速度がおおむね 2~10mm/min の範囲に制御されている。一方、1P では比較的大きな変動が見られ、速度制御に変動が見られた。1P における変動原因は流量調整の不慣れによるバルブ操作の不手際が主なものであり、試験回数を経るごとに v_s は目標値に近く制御されている。

図 4-4-6 は載荷応力(q_a)と変位速度(v_s)の関係を示す。 q_a はアクチュエータによる載荷荷重(F)を載荷板の面積(A)で除した値である。各試験の結果は載荷初期に v_s の変動が大きく現れるものの q_a が 600kPa(=kN/m²)以上では、 v_s の変動が収束している。

図 4-4-7 は支持力試験で得られた載荷応力(q_a)と沈下比(s/D)の関係を示す。 s/D が 0~0.1 の範囲では s/D 増分に対する q_a 増分は大きく直線的な関係が見られる。さらにこの関係には $s/D=0.1$ 付近で屈曲点が見られ、明確なピークを示さない。4P の曲線が他の曲線に比べて同一 s/D に対する q_a の値が小さくなっているものの、他の曲線においてはほぼ一致した関係を示している。

試験の結果から走行路の降伏支持力は 300~500kPa である。屈曲点の前後においてそれぞれの接線を求め、両接線の交点の q_a を極限支持力(q_u)と定義すると $q_u=480\sim720$ kPa である。後述するが、本実験で使用したくい打機の履帯に発生する最大接地圧 P_{max} は 194kPa である。さらに前述した表 2-2-5 の荷重分散係数(η)は 0.39 程度であり、敷鉄板を介して走行路地盤に作用した接地圧力は 75kPa と推定される。従って、支持力安全率は 6.4 から 9.6 であり、接地圧力に比べ地盤支持力は十分に大きい条件であった。

支持力試験から得られた載荷応力と沈下の関係を用いて地盤反力係数(K)を式(4-4-3)により求めた。

$$K = \frac{\Delta q_a}{\Delta s} = \frac{q_{a2} - q_{a1}}{s_2 - s_1} \quad (4-4-3)$$

ここに、 q_{a1} , q_{a2} は荷重強さ。 s_1 , s_2 は載荷初期の曲線に現れる直線部分における q_a と s の値である。

直径 30cm の載荷板による地盤反力係数を K_{30} 、直径 75cm のそれによる地盤反力係数は K_{75} と呼ばれる³⁾。

主に地盤反力係数は道路や鉄道、空港滑走路の路盤の支持力やタンク構造物の基礎の支持力の目安として用いられている。地盤支持力係数の求め方は、各分野で異なり、鉄道の分野では直径 30cm の載荷板を用いて、沈下量 1.25mm に対応するものを K_{30} としている³⁾。空港滑走路の設計では、路床の地盤反力係数は、直径 75cm の載荷板を用いて沈下量 1.25mm に対応するものを K_{75} としている。また、タンク構造物では、直径 30cm の載荷板を用い、地盤工学会の定める方法によって求められる沈下量 5mm に対応する地盤反力係数が用いられている。本研究では、沈下量が 5mm ($s/D=0.016$) における接線勾配から地盤反力係数 (K_{30}) を定義した。表 4-4-1 に地盤反力係数の値を示す。

表 4-4-1 地盤反力係数 K_{30} と極限支持力 q_u

試験位置	地盤反力係数 K_{30} (MN/m ³)	極限支持力 q_u (kN/m ²)
1P	17.5	520
2P	21.2	590
3P	15.0	720
4P	23.7	480

4.4.4 キャスポル試験との比較

走行路の支持力調査では、キャスポル試験による簡易な支持力計測を行った。キャスポル試験とは簡易支持力測定器として市販されている装置を用いた試験であり、重錘を一定の高さから地盤に自由落下させ、その時に生じた衝撃加速度の値から CBR 値、 K_{30} 値、 q_c 値などを換算するものである。

図 4-4-8 にキャスポルの構造を示す。測定器は本体部と表示部とから構成されている。直径 50mm、質量 4.5kg の重錘を高さ 45cm から自由落下させる。落下の衝撃加速度を重錘に内蔵してある加速度計で測定し、式(4-4-4)によりインパクト値 (I_a) を求める。

$$\text{インパクト値}(I_a) = \frac{\text{加速度}(gal)}{2.78 \times 980(gal)} \quad (4-4-4)$$

そして、得られたインパクト値 (I_a) を式(4-4-5)に代入して地盤反力係数の換算値 (K_{30-c}) が求まる。

$$K_{30-c} = -37.58 + 8.554I_a \quad (4-4-5)$$

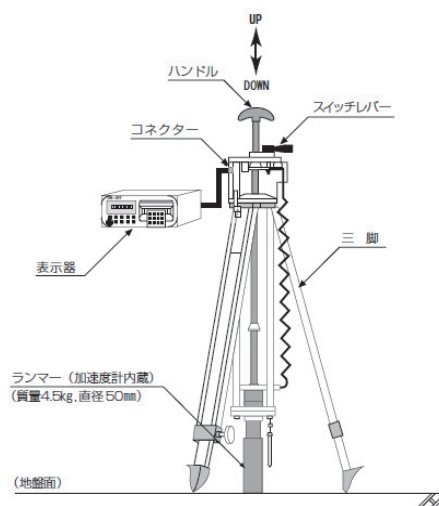


図 4-4-8 キャスポルの構造

キャスポルで得られた K_{30} の換算値 (K_{30-c}) を図 4-4-9 に示す。試験は各測点毎に 9 回実施し、平均値と標準偏差、変動係数 (=標準偏差/平均値) を求めた。表 4-4-2 に試験結果の一覧を示す。計測値には変動が見られ、特に 2P のばらつきが大きい。2P 地点の締固め度は 1P 地点のそれに比べて高く粒径も大きかったが、このことがばらつきに影響した可能性も考えられる。

図 4-4-10 は現場支持力試験とキャスポル試験から得られた地盤反力係数の比較を示す。なおキャスポル試験の地盤反力係数 (K_{30-c}) は I_a の平均値から換算した。 K_{30-c} と K_{30} の値には大きな差が見られ、キャスポル試験による K_{30-c} は支持力試験の K_{30} に比べて 2~4 倍大きい。値に差を生じた原因は 2 つが考えられる。

一つは、走行路の土質には礫が多く含まれていたため、打撃箇所局所的な硬度に影響を受けて値が高くなったことが考えられる。もう一つは支持力試験が静

的载荷であるのに対し、キャスポル試験では動的载荷であるため比較する土のひずみレベルが異なったためである。

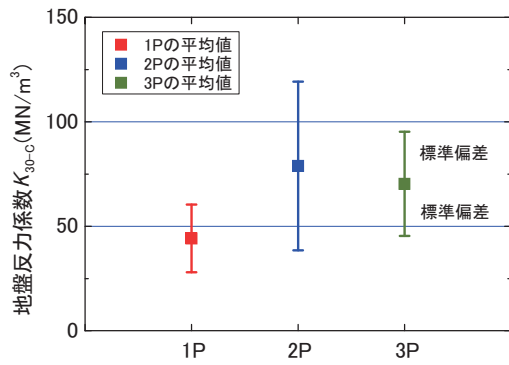


図 4-4-9 キャスポル試験による地盤反力係数の平均値と標準偏差の比較

表 4-4-2 簡易支持力測定器の結果

測点	平均値	標準偏差 σ_d	変動係数 c_v
1P	44.16	16.23	0.368
2P	78.85	40.33	0.511
3P	70.30	24.91	0.354

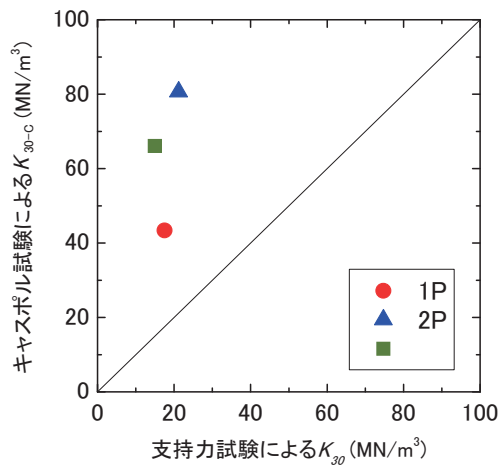


図 4-4-10 キャスポル試験と現場支持力試験による地盤反力係数の比較

4.5 自走実験による揺動計測

4.5.1 実験概要と走行路

実験で使用したくい打機は図 4-5-1 に示すサンドコンパクション用機械⁴⁾である。機械を自走させた地盤には敷鉄板が写真 4-5-2 のように進行方向に対して横向きに設置された。この敷鉄板は 1.5m×6m×25mm のものである。走行路の長さは約 60m であった。



図 4-5-1 自走実験に使用したくい打機の外観と加速度計の設置位置



写真 4-5-2 敷鉄板が敷設された走行路の様子

4.5.2 データ収録の方法

揺動の計測には表 4-5-1 に示す加速度計 3 台を用い、図 4-5-1 に示す 3 個所に設置した。その設置状況を写真 4-5-3 に示す。Acc1 はリーダーの上部であり、地表からの高さは約 19m である。Acc2 はリーダーの下部であり、Acc3 は下部走行体の履帯（クローラ）を支持する補助輪の枠組み中央である。



a) Acc1 の設置状況



b) Acc2 の設置状況



c) Acc3 の設置状況

写真 4-5-3 加速度計の設置状況

3 つの加速度計は設置の向きを一致させ、X 軸は進行方向に対して後方を正、Y 軸は進行方向に対して右側を正、Z 軸は鉛直上向きを正とした。

表 4-5-1 加速度計の緒元(共和電業製)

番号	定格容量(m/sec ²)	設置場所
Acc1	50	リーダー上部
Acc2	20	リーダー下部
Acc3	20	クローラ基部(下部走行体)

データ収録装置及びモニター制御用パソコンを写真 4-5-4 のように上部旋回体のキャビン横に配置した。これらの電源は写真 4-5-5 に示す小型発電機から供給した。サンプリング周波数は 100Hz とし、20Hz のローパスフィルタを施した。なお、走行路から約 100m 離れた位置に他の SCP 打設がくい打機によって行われており、僅かであるが断続的に振動が混入する条件であった。



写真 4-5-4 上部旋回体に配置した計測装置



写真 4-5-5 車載した小型発電機

4.6 くい打機の安定度

4.6.1 くい打機の緒元

現場実験の計測に用いたくい打機の側面図を図4-6-1に示しその積載物の規格及び仕様を表4-6-1に示す。このくい打機は全高約27m、総重量は約1000kN(100トン)の三点式くい打機である。

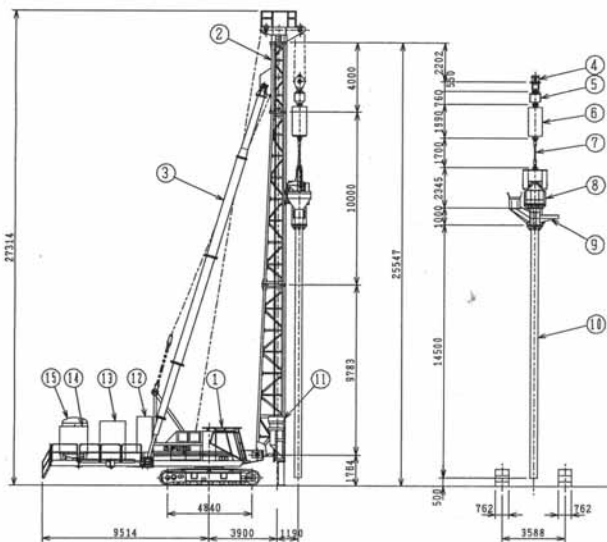


図 4-6-1 くい打機の側面図

表 4-6-1 積載物の規格と仕様

番号	品名	数量	規格・仕様
1	杭打ち機本体		SP-110F(50t級)
2	鋼製リーダー		750×850×24m
3	バックステー		750×850リーダー用
4	シーブブロック	1台	
5	パッファ	1台	
6	ショックアブソーバー	1台	
7	吊りワイヤー	1台	
8	パイプロ	1台	
9	ホッパー	1台	
10	ケーシング	1台	φ406×14.5m
11	バケット	1台	0.5m ³
12	電気架台	1台	
13	発電機	1台	350kVA
14	コンプレッサー	1台	
15	レシーバータンク	1台	3m ³

注) 番号は図4-6-1の各部に対応

4.6.2 くい打機の安定計算

厚生労働省令車両系建設機械構造規格⁵⁾の第3条では、くい打機は前後および左右方向に対して5度以上の安定度を有しなければならないことが述べられている。本項では実験に使用したくい打機の安定度を計算する。

はじめに機械の重心位置を求める。表4-6-2はくい打機を構成する各部の名称、重量重心位置ならびにモーメントを示す。ここで、各重心位置は履帯中央部からの距離であり、水平方向はリーダー側を正とした。機械全体の重心について、水平方向の距離 G_x と鉛直方向の距離 G_y はそれぞれ式(4-6-1)と(4-6-2)の通り算出できる。

表 4-6-2 施工機械の重心位置

No.	名称	重量(t)			モーメント(t・m)	
		w	x	y	wx	wy
1	アッパー	27.60	-1.000	1.380	-27.600	38.088
2	ロー	15.00	0.000	0.500	0.000	7.500
3	キャッチホーク SP-110F	3.40	1.780	1.560	6.052	5.304
4	後部架台(3枚式) SP-110F	4.50	-6.360	1.300	-28.620	5.850
5	電気架台 SP-110F	2.00	-3.680	2.900	-7.360	5.800
6	発電機(350kVA) SP-110F	6.15	-5.500	2.580	-33.825	15.867
7	コンプレッサー(DPS-375S) SP-110F	2.20	-7.740	2.560	-17.028	5.632
8	レシーバータンク SP-110F	1.20	-7.680	2.720	-9.216	3.264
9	笠木 750×850×24m	2.90	3.900	26.067	11.310	75.594
10	リーダー 750×850×24m	13.70	3.900	12.750	53.430	174.675
11	バックステー 750×850×24m	6.50	-0.200	12.338	-1.300	80.197
12	バケット 0.5m ³	1.20	3.900	2.000	4.680	2.400
13	シーブブロック 3車	0.63	5.090	23.585	3.207	14.859
14	ショックアブソーバー 36t	2.20	5.090	22.040	11.198	48.488
15	パイプロ V-120	7.60	5.090	18.173	38.684	138.115
16	ホッパー V-120	2.00	5.090	16.500	10.180	33.000
17	ケーシング φ406.4×14.5m	3.51	5.090	8.250	17.866	28.958
	合計	102.29			31.658	683.590

$$G_x = \frac{w_x}{\Sigma W} = \frac{31.658}{102.29} = 0.309 \text{ (m)} \quad (4-6-1)$$

$$G_y = \frac{w_y}{\Sigma W} = \frac{683.590}{102.29} = 6.683 \text{ (m)} \quad (4-6-2)$$

表4-6-3は機械の諸元、図4-6-3は記号を説明したものである。くい打機の前方向および側方の安定度は式(4-6-3)から(4-6-5)の通り算出できる。

前方安定度

$$\begin{aligned} \theta_1 &= \tan^{-1} \frac{L_1 - G_x}{G_y} \\ &= \tan^{-1} \frac{2.42 - 0.309}{6.683} \\ &= 17.53 \text{ (deg)} \end{aligned} \quad (4-6-3)$$

後方安定度

$$\begin{aligned} \theta_2 &= \tan^{-1} \frac{L_1 + G_x}{G_y} \\ &= \tan^{-1} \frac{2.42 + 0.309}{6.683} \\ &= 22.21 \text{ (deg)} \end{aligned} \quad (4-6-4)$$

側方安定度

$$\begin{aligned} \theta_3 &= \tan^{-1} \frac{L_{2x}}{G_y} \\ &= \tan^{-1} \frac{2.048}{6.683} \\ &= 17.04 \text{ (deg)} \end{aligned} \quad (4-6-5)$$

表 4-6-3 くい打機のその他の諸元

タンブラー中心距離	(R)	4.840 (m)
前後方向転倒支点距離	(L ₁)	2.420 (m)
側方向転倒支点距離	(L ₂)	2.048 (m)
履帯間隔	(S)	3.588 (m)
シュー幅	(B)	0.762 (m)

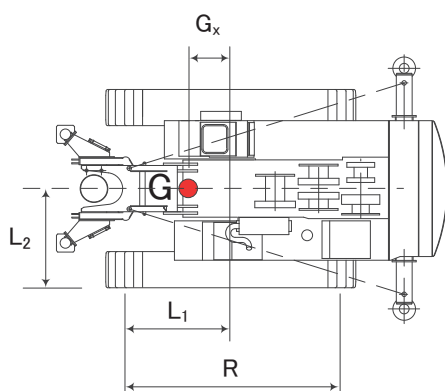


図 4-6-3 くい打機の平面図

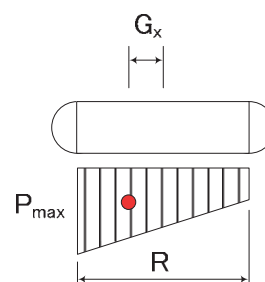


図 4-6-4 履帯面に作用する接地圧

以上の結果から、本くい打機の安定度は、前後方向と左右方向ともに 5 度以上であり、法令で定める値以上の安定度を有していることがわかった。

4.6.3 履帯面に作用する接地圧

履帯面に働く接地圧力の計算方法は JIS A 8509-1(2007)「基礎工事機械・安全—第 1 部：くい打機の要求事項」に示されている。接地圧力の分布は G_x と R の関係により異なる。本くい打機の場合、水平方向の重心位置が履帯の中心から $R/6$ 以内 ($G_x=0.309 < R/6=0.806$) であるため、履帯面に作用する接地圧は図 4-6-4 に示すような台形分布である。

くい打機の上部旋回体の旋回量によって履帯面に作用する接地圧は異なる。そこで、図 4-6-5 に示す、前方配置、側方配置および斜め 45° 配置した際の最大接地圧 (P_{max}) と最小接地圧 (P_{min}) を算出する。

(1) 前方配置での接地圧力

前方配置における P_{max} の計算式は式(4-6-6)で定義される。表 4-6-3 示す機械の諸元と G_x の値をこの式に代入すると、 P_{max} は式(4-6-7)の通り得られる。

$$P_{max} = \left(1 + \frac{6G_x}{L}\right) \times \frac{\Sigma w}{2 \times L \times B} \quad (4-6-6)$$

$$\begin{aligned}
 P_{\max} &= \left(1 + \frac{6G_x}{L}\right) \times \frac{\Sigma w}{2 \times L \times B} \\
 &= \left(1 + \frac{6 \times 0.309}{4.84}\right) \times \frac{102.29}{2 \times 4.84 \times 0.762} \times 9.8 \\
 &= 188 \text{ (kPa)}
 \end{aligned}
 \tag{4-6-7}$$

$$\begin{aligned}
 P_{\min} &= \frac{\Sigma W \times \left(\frac{S}{2} - G_x\right)}{L \times B \times S} \\
 &= \frac{102.29 \times \left(\frac{3.588}{2} - 0.309\right)}{4.84 \times 0.762 \times 3.588} \times 9.8 \\
 &= 112 \text{ (kPa)}
 \end{aligned}
 \tag{4-6-13}$$

P_{\min} の計算式は式(4-6-8)によって定義され、値を代入すると式(4-6-9)の通り得られる。

$$P_{\min} = \left(1 - \frac{6G_x}{L}\right) \times \frac{\Sigma w}{2 \times L \times B} \tag{4-6-8}$$

$$\begin{aligned}
 P_{\min} &= \left(1 - \frac{6G_x}{L}\right) \times \frac{\Sigma w}{2 \times L \times B} \\
 &= \left(1 - \frac{6 \times 0.309}{4.84}\right) \times \frac{102.29}{2 \times 4.84 \times 0.762} \times 9.8 \\
 &= 83 \text{ (kPa)}
 \end{aligned}
 \tag{4-6-9}$$

(2) 側方配置での接地圧力

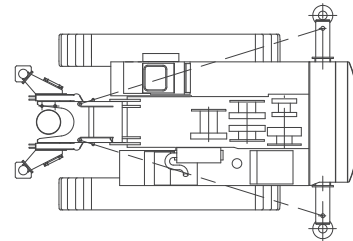
側方配置における P_{\max} の計算式は式(4-6-10)により定義される。同様に諸元を代入すると、 P_{\max} は式(4-6-11)の通り得られる。

$$P_{\max} = \frac{\Sigma W \times \left(\frac{S}{2} + G_x\right)}{L \times B \times S} \tag{4-6-10}$$

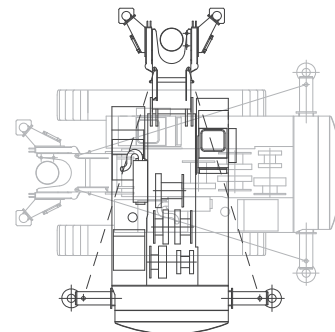
$$\begin{aligned}
 P_{\max} &= \frac{\Sigma W \times \left(\frac{S}{2} + G_x\right)}{L \times B \times S} \\
 &= \frac{102.29 \times \left(\frac{3.588}{2} + 0.309\right)}{4.84 \times 0.762 \times 3.588} \times 9.8 \\
 &= 159 \text{ (kPa)}
 \end{aligned}
 \tag{4-6-11}$$

P_{\min} の計算式は式(4-6-12)によって定義される。同様に諸元を代入すると、 P_{\min} は式(4-6-13)の通り得られる。

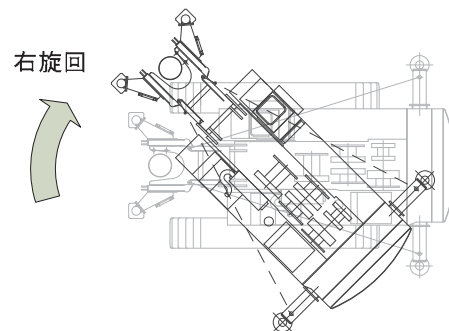
$$P_{\min} = \frac{\Sigma W \times \left(\frac{S}{2} - G_x\right)}{L \times B \times S} \tag{4-6-12}$$



(a) 前方配置



(b) 側方配置



(c) 斜め 45° 配置 (進行方向に対して右旋回の例)

図 4-6-5 くい打機の旋回による配置種類

(3) 斜め45°配置における接地圧力

リーダーが進行方向に向かって右斜め45°の位置に配置された時の接地圧力について、左右履帯それぞれの P_{\max} の計算式は式(4-6-14)と式(4-6-16)で定義され、同様に代入するとそれぞれ式(4-6-15)と式(4-6-17)の通り得られる。

a) 右側履帯の P_{\max}

$$P_{\max} = \frac{\Sigma W \times (S + \sqrt{2}G_x) \left(1 + \frac{3\sqrt{2}G_x}{L} \right)}{2 \times L \times B \times S} \quad (4-6-14)$$

$$\begin{aligned} P_{\max} &= \frac{\Sigma W \times (S + \sqrt{2}G_x) \left(1 + \frac{3\sqrt{2}G_x}{L} \right)}{2 \times L \times B \times S} \\ &= \frac{102.29 \times (3.588 + \sqrt{2} \times 0.309) \left(1 + \frac{3\sqrt{2} \times 0.309}{4.84} \right)}{2 \times 4.84 \times 0.762 \times 3.588} \times 9.8 \\ &= 194 \text{ (kPa)} \end{aligned} \quad (4-6-15)$$

b) 左側履帯の P_{\max}

$$P_{\max} = \frac{\Sigma W \times (S - \sqrt{2}G_x) \left(1 + \frac{3\sqrt{2}G_x}{L} \right)}{2 \times L \times B \times S} \quad (4-6-16)$$

$$\begin{aligned} P_{\max} &= \frac{\Sigma W \times (S - \sqrt{2}G_x) \left(1 + \frac{3\sqrt{2}G_x}{L} \right)}{2 \times L \times B \times S} \\ &= \frac{102.29 \times (3.588 - \sqrt{2} \times 0.309) \left(1 + \frac{3\sqrt{2} \times 0.309}{4.84} \right)}{2 \times 4.84 \times 0.762 \times 3.588} \times 9.8 \\ &= 152 \text{ (kPa)} \end{aligned} \quad (4-6-17)$$

左右履帯それぞれの P_{\min} の計算式は式(4-6-18)と式(4-6-20)で定義される。同様にして諸元を代入すると値は式(4-6-19)と式(4-6-21)の通り得られる。

c) 右側履帯の P_{\min}

$$P_{\min} = \frac{\Sigma W \times (S + \sqrt{2}G_x) \left(1 - \frac{3\sqrt{2}G_x}{L} \right)}{2 \times L \times B \times S} \quad (4-6-18)$$

$$\begin{aligned} P_{\min} &= \frac{\Sigma W \times (S + \sqrt{2}G_x) \left(1 - \frac{3\sqrt{2}G_x}{L} \right)}{2 \times L \times B \times S} \\ &= \frac{102.29 \times (3.588 + \sqrt{2} \times 0.309) \left(1 - \frac{3\sqrt{2} \times 0.309}{4.84} \right)}{2 \times 4.84 \times 0.762 \times 3.588} \times 9.8 \\ &= 111 \text{ (kPa)} \end{aligned} \quad (4-6-19)$$

d) 左側履帯の P_{\min}

$$P_{\min} = \frac{\Sigma W \times (S - \sqrt{2}G_x) \left(1 - \frac{3\sqrt{2}G_x}{L} \right)}{2 \times L \times B \times S} \quad (4-6-20)$$

$$\begin{aligned} P_{\min} &= \frac{\Sigma W \times (S - \sqrt{2}G_x) \left(1 - \frac{3\sqrt{2}G_x}{L} \right)}{2 \times L \times B \times S} \\ &= \frac{102.29 \times (3.588 - \sqrt{2} \times 0.309) \left(1 - \frac{3\sqrt{2} \times 0.309}{4.84} \right)}{2 \times 4.84 \times 0.762 \times 3.588} \times 9.8 \\ &= 87 \text{ (kPa)} \end{aligned} \quad (4-6-21)$$

算出した接地圧の結果を表4-6-4に示す。本機における最も大きな P_{\max} は斜め45°配置時のリーダ側車軸に発生し、その値は194kPaであった。

表4-6-4 上部旋回体の向きと最大接地圧(P_{\max})

前方配置	最大	188 (kPa)
	最小	83 (kPa)
	平均	136 (kPa)
側方配置	最大	159 (kPa)
	最小	112 (kPa)
	平均	136 (kPa)
斜め45°配置 (リーダ側側の履帯)	最大	194 (kPa)
	最小	111 (kPa)
	平均	153 (kPa)
斜め45°配置 (リーダ側と反対側の履帯)	最大	152 (kPa)
	最小	87 (kPa)
	平均	120 (kPa)

4.7 自走時応答の実験的解析

本節では表 4-7-1 に示す 4 ケースの実験について、得られた加速度応答に基づく自走時挙動の解析結果⁶⁾、⁷⁾を述べる。実験 Kui_01 では工事現場における環境振動を計測するため、エンジン停止状態で応答加速度を計測した。Kui_02 ではエンジン回転数 1700rpm でゆっくりと前進させ揺動を計測した。なお前進は計測開始から 15 秒後であり、0 から 15 秒の間はアイドリング状態であった。Kui_03 はやや早めに後進させた時であり、本実験では前進と後進を同じ移動と見なし、速度の違いによる影響を比較した。Kui_04 ではやや速度を高めた 2000rpm で走行させ前方に左カーブさせた。

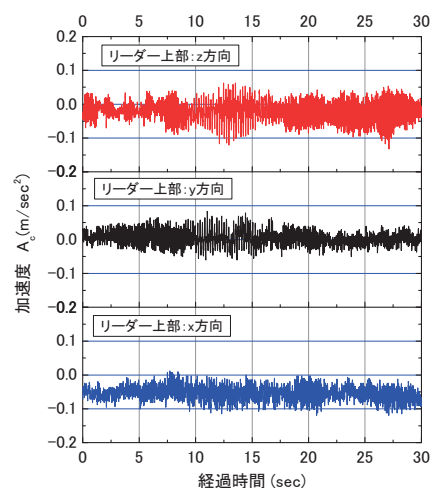
表 4-7-1 実験名称と走行条件

実験名称	エンジン (rpm)	動作	備考
Kui_01	0	停止	エンジンを停止させ環境振動を計測
Kui_02	1700	前進	約 15 秒間アイドリングさせその後ゆっくりと前進
Kui_03	2000	後進	やや速く後進
Kui_04	2000	左カーブ	やや速く移動。平均曲率半径は約 25m

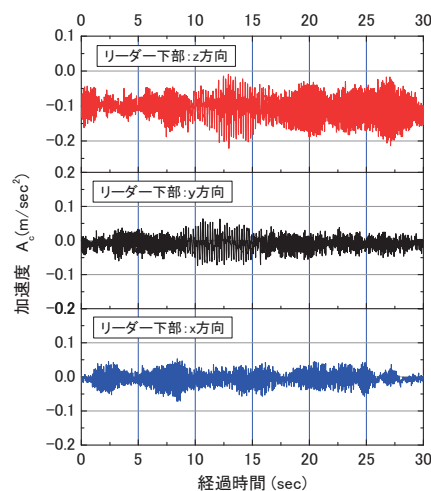
4.7.1 周辺施工によるくい打機の応答(Kui_01 の結果)

くい打機のエンジンを停止させた状態で応答加速度を計測した。その目的は環境振動がくい打機にどの程度伝達しているかを計測するためである。実験現場の周辺では通常の施工が実施されておりその環境振動を把握する必要があった。走行路から特に約 70m 離れた場所ではサンドコンパクション機械が稼働しており、僅かではあるが振動が感じられた。

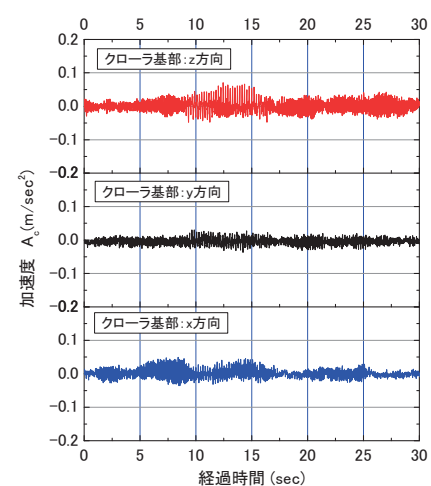
図 4-7-1 はくい打機に取り付けられた 3 箇所での応答加速度と経過時間の関係を示す。加速度計の値は x 軸方向が進行方向に平行な成分であり、値は機体後方が正である。



a) リーダー上部における応答



b) リーダー下部における応答



c) クローラ基部における応答

図 4-7-1 エンジン停止状態での加速度応答(kui_01)

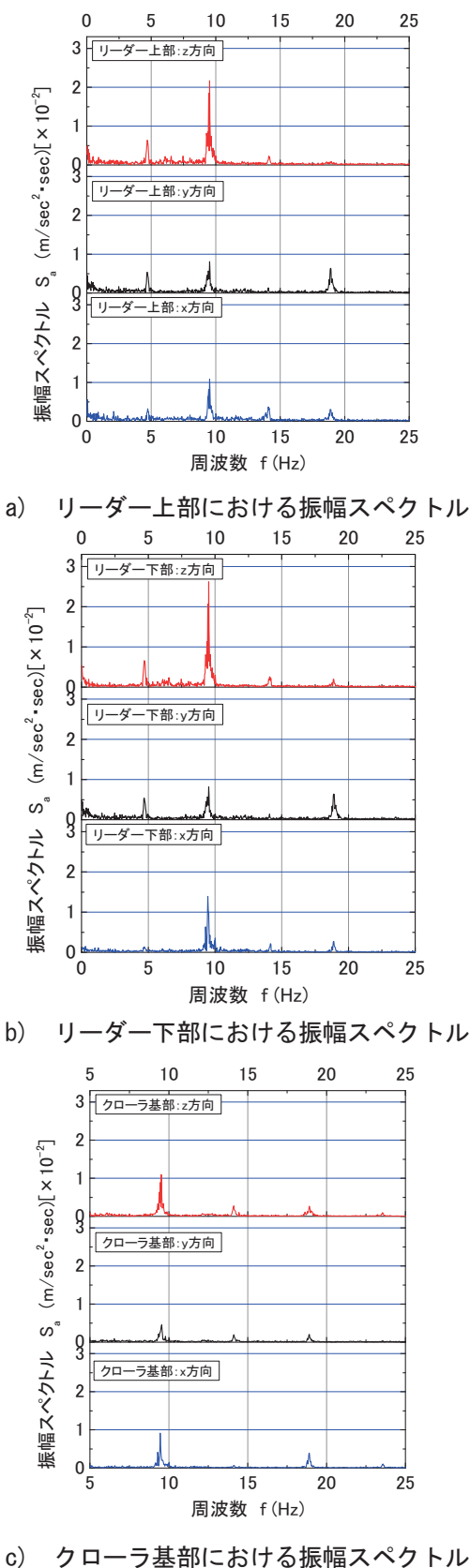


図 4-7-2 エンジン停止状態における加速度応答の周波数特性 (kui_01)

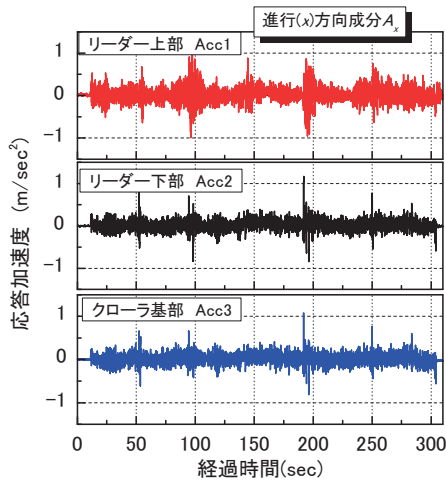
y 軸方向は進行方向に対して直交した成分、すなわち左右方向成分であり、値は進行方向に対して右側が正である。z 軸方向の加速度は鉛直上向きを正とした。下部走行体のクローラ基部においては 3 成分の加速度振幅が 0.06m/sec^2 以下と非常に小さく、リーダー上部と下部においても値は 0.1m/sec^2 以下である。

図 4-7-2 は振幅スペクトルと周波数の関係を示す。3 箇所に共通して z 成分に明確なピークが現れている。その周波数は 9.5Hz であり、この値は周辺で行われていたサンドコンパクションパイルの打設によるものと見られる。この周波数では x 方向と y 方向成分にもピークが現れている。また、値は小さいが振幅スペクトル (S_a) には約 5Hz 毎の周期的な増加が見られる。

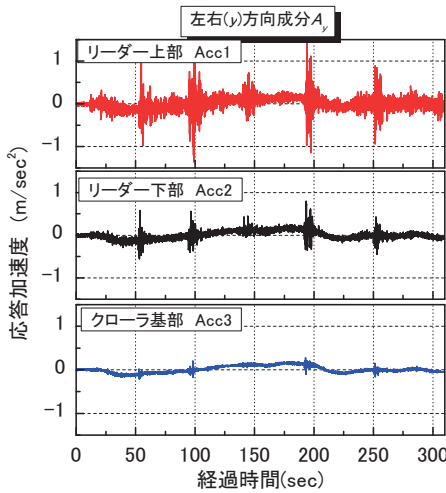
4.7.2 低速前進時のくい打機の揺動(kui_02 の結果)

図 4-7-3 はくい打機を前進させた時の応答加速度を示す。計測開始から約 15 秒後に各 A_c の反応が急増しており、前進を開始した様子がわかる。全般的にリーダー上部の A_c は最も大きな応答を示しており、次いでリーダー下部、そしてクローラ基部の順となっている。リーダー上部における加速度は他の 2 箇所のものに比べて大きく、x 成分と y 成分に明らかな増加が見られる。リーダー上部では x 成分と y 成分が z 成分に比べて大きく反応している。一方、リーダー下部では z 成分が x 成分と y 成分のそれと同じか幾分か大きい程度のレベルである。クローラ基部では各応答値が全般的に小さく、顕著な差が見られない。

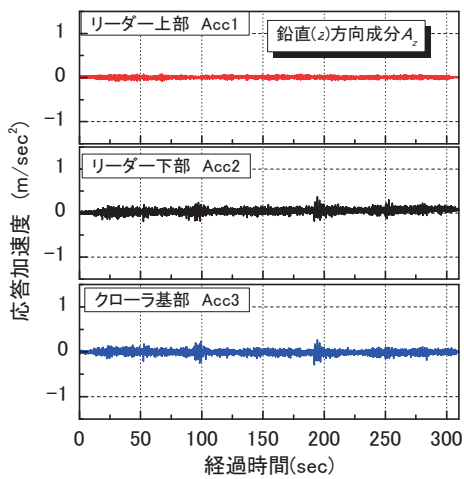
$t=54, 100, 147, 200, 252(\text{sec})$ 付近に見られる大きな加速度応答は、走行方向の修正動作によるものである。左右の履帯に制動を与えて進行方向が微調整されている。この時、機体には大きな揺れが発生し、リーダーの上部ではつり下げられた装備が動揺した。リーダーと装備が衝突する様子も観察された。



a) 進行(x)方向成分

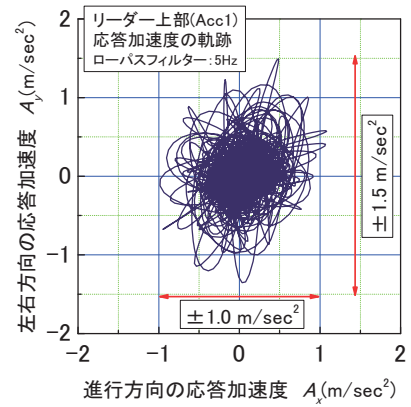


b) 左右(y)方向成分

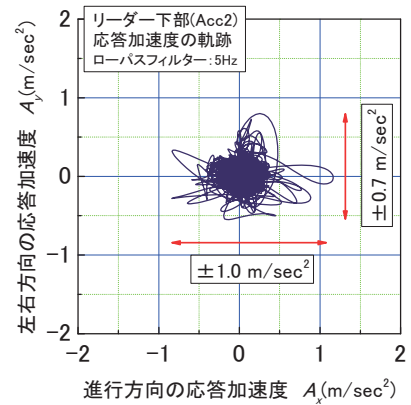


c) 上下(z)方向成分

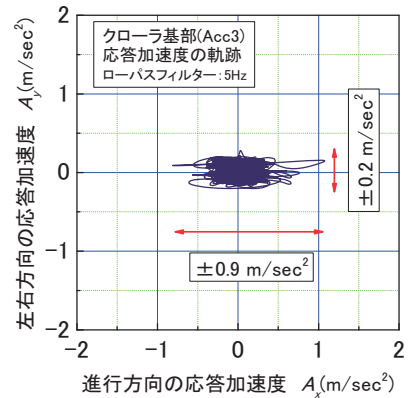
図 4-7-3 低速前進時における加速度応答 (Kui_02)



a) リーダー上部



b) リーダー下部



c) クローラ基部

図 4-7-4 応答加速度の平面軌跡(Kui_02)

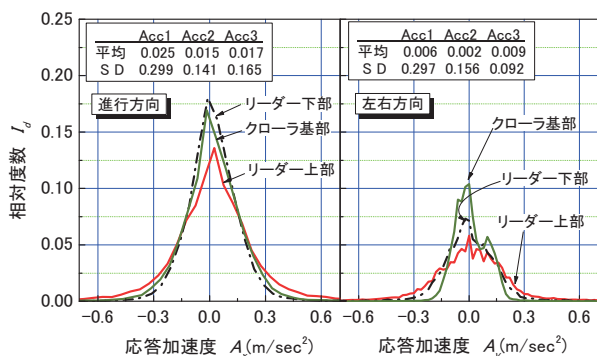
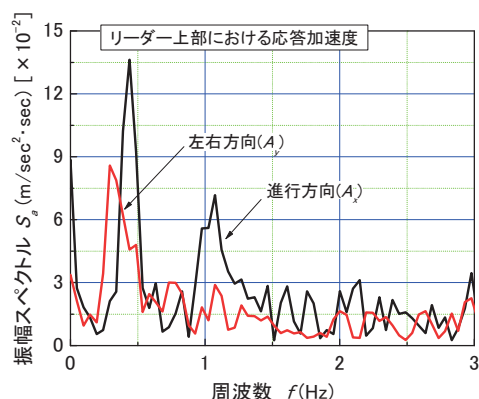


図 4-7-5 応答加速度の相対度数分布(Kui_02)

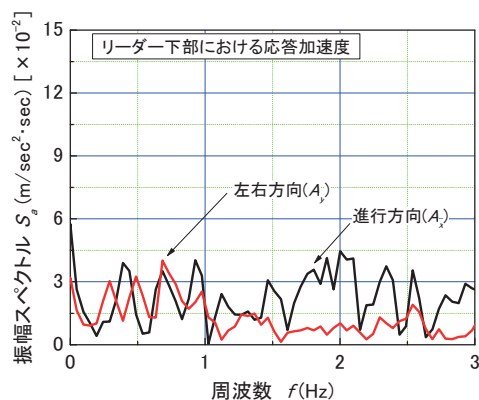
図 4-7-4 は応答加速度の x 成分と y 成分を平面上に表した軌跡を示す。リーダー上部では軌跡が縦長の楕円状に分布していることがわかる。A_xの最大振幅は約 1.0m/sec²であり、A_yのそれは約 1.5 m/sec²である。従って A_yの方がわずかに大きい。しかしながら、軌跡が集中している部分についてはほぼ円形状である。

リーダー下部の軌跡は上部に比べてより円形状に集中した分布が見られる。A_xと A_yの最大振幅はリーダー上部にほぼ等しいものの、明らかに小さな範囲に集中している。クローラ基部では軌跡が横長の楕円状に分布している。A_yの最大振幅に比べて A_xのそれが大きく現れており、リーダー上部とは逆の分布傾向を示している。従って、軌跡が集中する部分を比較すると、分布面積の大きさは上部で大きく、下方と基部では小さい。また、上部では y 方向の応答加速度が大きく、基部では x 方向の応答加速度が y 方向に比べて相対的に小さいことが分かる。

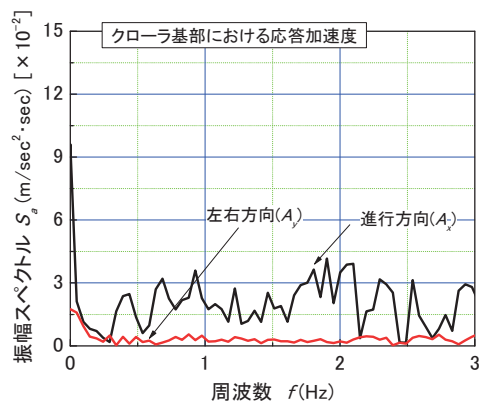
図 4-7-5 は応答加速度の相対度数分布(I_d)を示す。A_xと A_y成分について 3 箇所 I_dを比較すると、応答加速度はゼロを中心にほぼ対称に分布しており、I_dのピーク値は箇所によって異なっている。A_xの分布は A_yに比べて全体的に I_dのピーク値が大きい。これは、A_yに比べて A_xにはバラツキが小さいことを示している。



a) リーダー上部の分布比較



b) リーダー下部の分布比較



c) クローラ基部の分布比較

図 4-7-6 自走時における揺動の周波数分布 (Kui_02)

リーダー上部の最大 I_d はリーダー下部とクローラ基部のそれに比べて小さく、3 箇所の中で最も変動が大きいことが分かる。この変動の大きさは図中に示した標準偏差(SD)の値の比較からも明らかである。

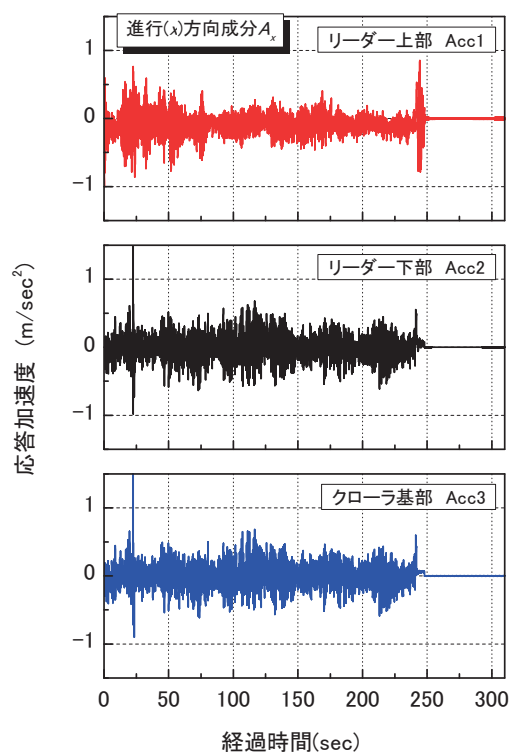
A_y については全体的に A_x に比べて最大 I_d の値が小さく加速度の変動は大きいことが分かる。位置で比較すると A_x と同じ傾向が見られる。すなわち、リーダー上部における A_y の変動が他の 2 箇所比べて大きい。リーダー上部に生じる加速度は慣性力を発生させ、機体に転倒モーメントを生じさせる。例えば、SD の 3 倍を平均値に加えて水平加速度の設計値を計算すると、その値は約 1m/sec^2 となる。

図 4-7-6 は自走時における揺動の周波数分布を示す。周波数の範囲はスペクトルが顕著に現れた 3Hz 未満を示している。リーダー上部の応答を見ると、 A_x と A_y にはそれぞれ 0.4Hz と 0.3Hz にピークが見られる。これは自走時におけるくい打機の動揺特性を示すものと考えられる。なお 1.1Hz に見られるもう一つ A_x のピークは、つり下げられた装備の振動や風による影響と見られる。b) はリーダー下部における分布の比較を示す。上部に比べて明確なピークが見られず、 A_x と A_y の応答には類似が見られる。c) はクローラ基部における比較を示す。 A_y の S_a が A_x のそれに比べて小さい。

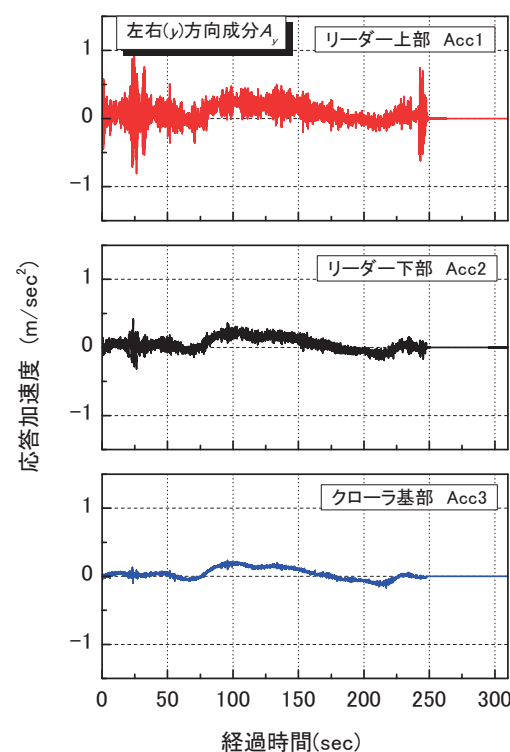
4.7.3 やや速い後進時のくい打機の揺動(kui_03)の結果

やや速い速度でくい打機を後進させた。エンジン回転数は 2000rpm 程度であり、前進時に比べて 300rpm 高い。先にも述べたとおり、進路の修正では履帯に制動が与えられ、そのたびに機体には明らかな振動が生じた。これに伴ってリーダーにも揺動が見られ、同乗した際にも先の走行(kui_02)に比べて明らかに大きく感じられた。

図 4-7-7 は加速度の時系列記録である。 $t_e=20\sim 80$ 秒ではリーダー上部の加速度(A_d)に大きな応答が見られる。

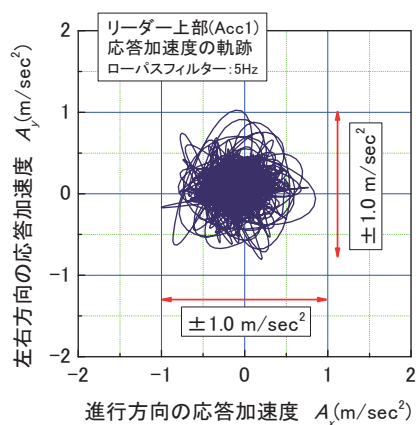


a) 進行方向(x)方向成分

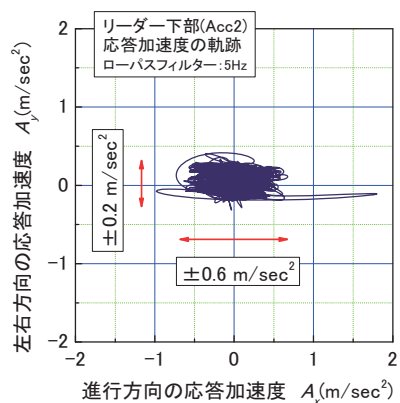


b) 左右(y)方向成分

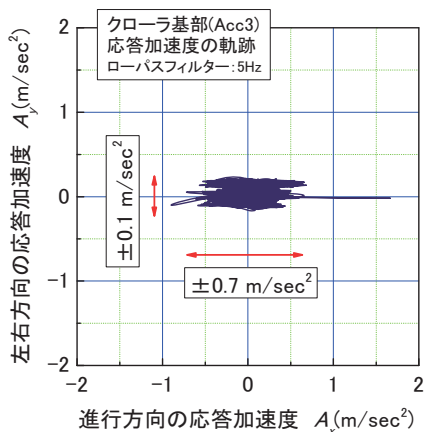
図 4-7-7 やや速い後進における応答加速度 (kui_03)



a) リーダー上部



b) リーダー下部



c) クローラ基部

図 4-7-8 応答加速度の平面軌跡 (kui_03)

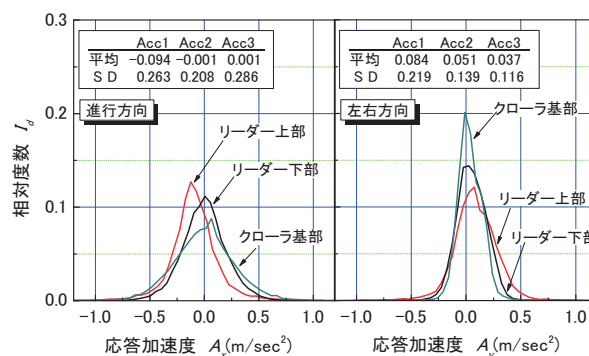


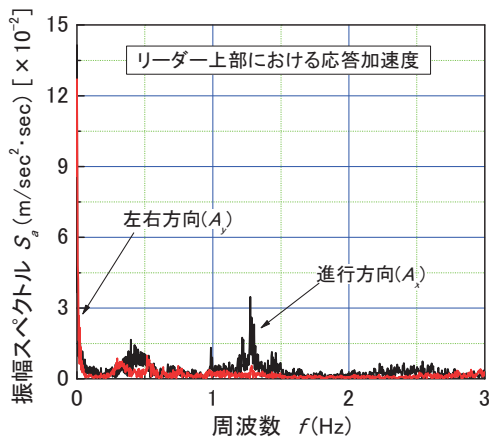
図 4-7-9 応答加速度の相対度数の分布(kui_03)

これはリーダーにつり下げられた装備の動揺と当日午後には強まった風による影響があったように思われる。

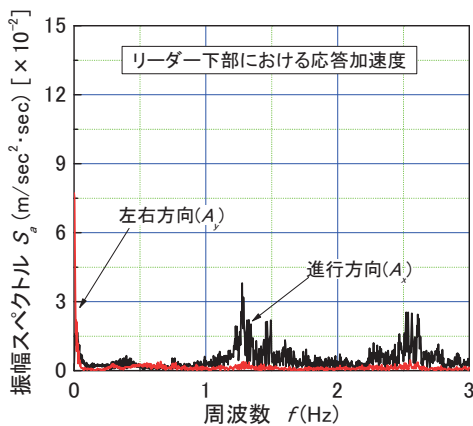
x 成分の応答を比較すると明らかな増幅傾向は見られないものの、リーダー上部の応答が他に比べて幾分か大きい。y 成分には増幅傾向が見られる。クローラ基部では振幅が最も小さいが、リーダー上部では明らかに応答が大きい。

図 4-7-8 は応答加速度の x 成分と y 成分を平面上に表した軌跡を示す。リーダー上部では軌跡がほぼ円状に分布している。Ax と Ay の最大振幅は約 1.0m/sec² である。リーダー下部の軌跡は楕円状を呈しており、リーダー上部のそれとは異なっている。また単発的ではあるが Ax 方向に一度大きな応答を示しており、Ax=1.8 m/sec² 程度が記録されている。しかしながらこの応答を除くと Ax の最大振幅は 0.6 m/sec² 程度であり、Acc1 に比べて減少している。Ay の最大振幅はさらに大きな減少が見られ、0.2 m/sec² である。クローラ基部の軌跡はリーダー下部のそれに形状がほぼ類似している。Ax と Ay の最大振幅には幾分か減少が見られ、最大 Ax と最大 Ay はそれぞれ約 0.7 m/sec² と約 0.1 m/sec² である。

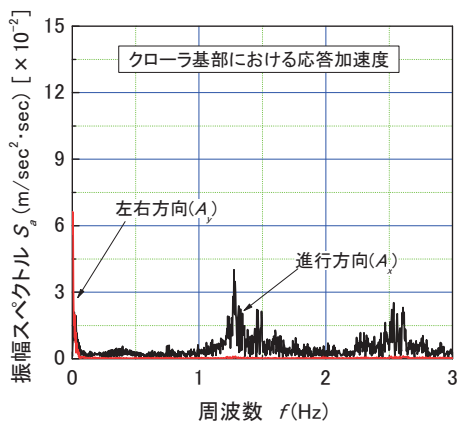
以上より、機体は左右方向(y 成分)に動揺するとともに、進行方向には動揺に加えて履帯の制動に伴う加速と減速が生じ複合的な応答加速度が 3 箇所記録された。



a) リーダー上部の分布比較



b) リーダー下部の分布比較



c) クローラ基部の分布比較

図 4-7-10 自走時における動揺の周波数分布 (kui_03)

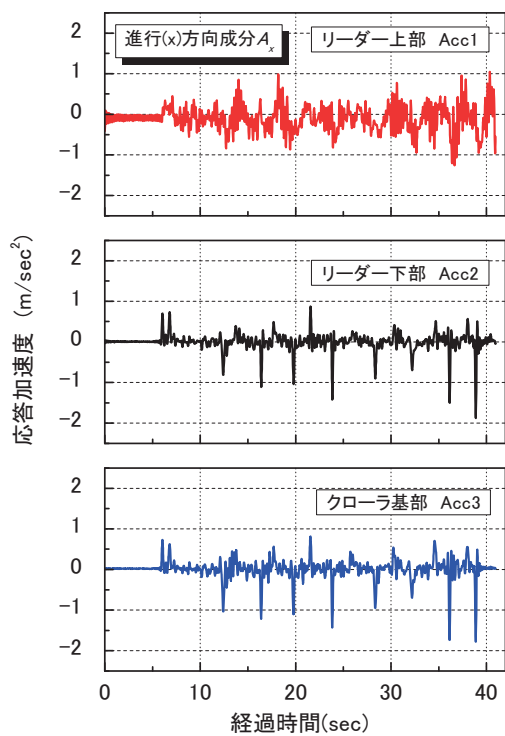
図 4-7-9 は応答加速度の相対度数分布(I_d)を示す。 A_x と A_y 成分について 3 箇所の I_d を比較すると、応答加速度はゼロを中心にほぼ対称に分布している。 I_d のピーク値は箇所によって異なっている。 A_y の分布は A_x に比べて全体的に I_d のピーク値が大きい。この結果は先の前進時とは逆の傾向である。 A_x については 3 箇所の SD の値がほぼ等しく 0.20 から 0.28 程度である。

A_y についてはリーダー上部の I_d が小さく、クローラ基部のそれが大きい。リーダー上部では SD が全体的に A_x に比べて最大 I_d の値が小さく加速度の変動は大きいことが分かる。位置で比較すると A_x と同じ傾向が見られる。すなわち、リーダー上部における A_y の変動が他の 2 箇所に比べて大きい。リーダー上部に生じる加速度は慣性力を発生させ、機体に転倒モーメントを生じさせる要因となる。

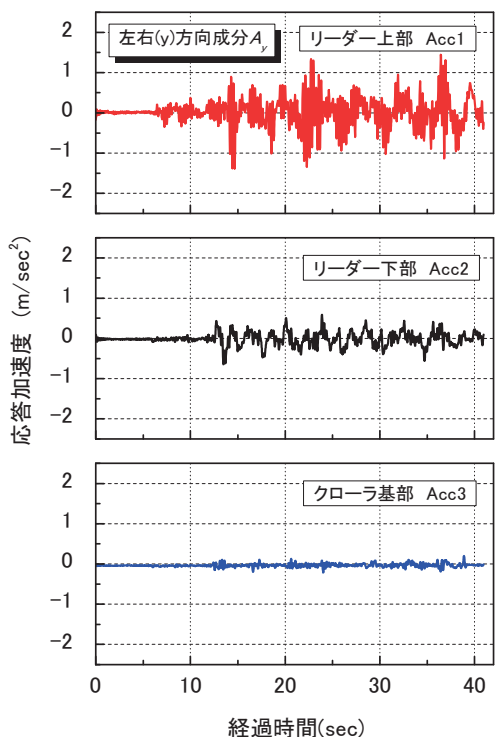
図 4-7-10 はやや速い後進における周波数分布を示す。3 箇所の x 成分と y 成分には 0.1Hz 以下の S_a に増加が見られる。これは機体全体が少し傾斜していたことを示しているものと考えられる。x 方向については 0.4Hz と 1.2Hz で S_a に増加が見られ、1.2Hz の時の値が大きい。リーダー下部とクローラ基部においても同様であり、1.2Hz で x 成分の最大 S_a が見られる。これは自走中のくい打機に生じる特徴的な応答成分と見られる。他に 2.4Hz、すなわち 2 倍の周波数においても S_a にピークが現れ、反応には周期性が見られる。後進では y 成分の S_a は x 成分のそれに比べて全般的に小さく、つり下げられた装備の動揺と風による影響が現れたものと考えられる。

4.7.9 前方カーブ走行時の揺動(kui_04 の結果)

くい打機を前進させながら左にカーブさせた。曲率半径は約 28m であり、左側履帯に細かな制動を繰り返してカーブ走行が行われた。これまでの計測に比べて最も大きな A_c が各箇所計測されている。

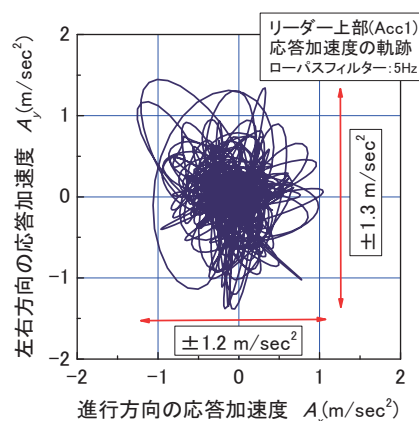


a) 進行(x)方向成分

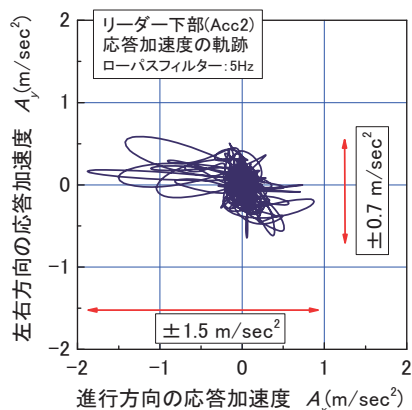


b) 左右(y)方向成分

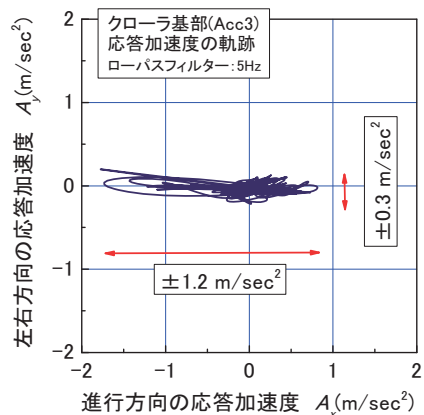
図 4-7-11 前進カーブ走行における応答加速度 (kui_04)



a) リーダー上部



b) リーダー下部



c) クローラ基部

図 4-7-12 応答加速度の平面軌跡(kui_04)

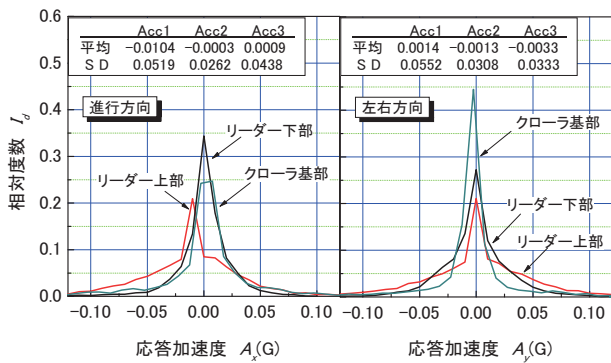
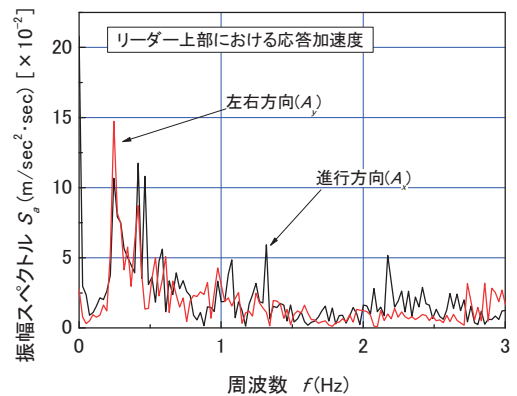


図 4-7-13 応答加速度の相対度数分布 (kui_04)

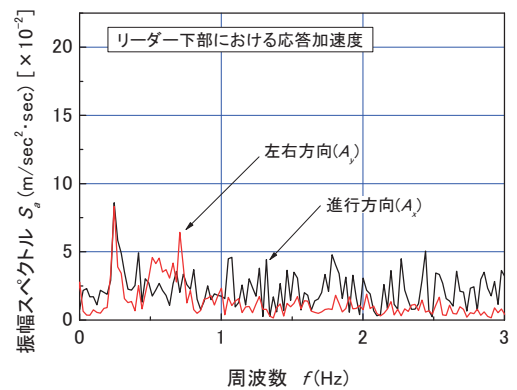
図 4-7-11 は各個所の応答加速度を x, y 成分について時系列的に示す。リーダーでは上部での応答が下部に比べて大きく現れており、明らかな増幅傾向が見られる。特にリーダー上部では x と y 成分の応答が顕著に現れており、両成分の最大値はほぼ同レベルである。

カーブ走行では大きな動揺が現れており、前述した直進時における応答とは傾向が異なっている。x 方向成分を比較すると、リーダー下部(Acc2)とクローラ基部(Acc3)の波形には類似性が見られるが、リーダー上部(Acc1)のそれには違いが見られる。Acc1 の値は正負にほぼ対象な分布を示すが、Acc2 と Acc3 では負に大きな応答が見られ片振りの状況が見られる。これは履帯に細かな制動を与えて進路を修正する際の特徴的な反応である。Acc3 ではこの制動に伴うパルス状の大きな反応が見られる。なお、波形の比較からはこの制動による x 成分応答の増幅が見られない。一方、y 方向については顕著な増幅傾向が見られ上部の Acc1 が最も大きな応答を示している。

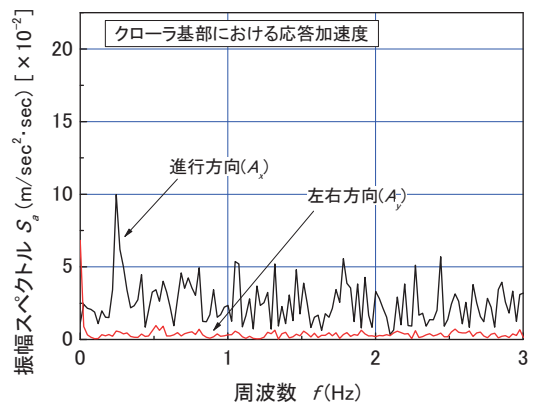
図 4-7-12 は応答加速度の x 成分と y 成分を平面上に軌跡で示す。リーダー上部の軌跡は円形に近い楕円状に分布している。A_yにはほぼ対称な動揺が見られ、振幅は約 1.3m/sec²である。A_xについては約 1.2 m/sec²である。リーダー下部(Acc2)とクローラ基部(Acc3)では A_xに大きな動揺が見られ、値は負側には大きな軌跡が一部に含まれている。



a) リーダー上部の分布比較



b) リーダー下部の分布比較



c) クローラ基部の分布比較

図 4-7-14 前進カーブ走行における揺動の周波数分布 (kui_04)

Acc2 における A_x の最大値と最小値を平均して求めた振幅の値は約 1.5m/sec^2 である。 A_y のそれは 0.7m/sec^2 と明らかに小さい。 Acc3 については A_x の振幅が約 1.2m/sec^2 であり、 A_y のそれは約 0.3m/sec^2 である。 図 4-7-13 は A_x と A_y の頻度分布 (I_d) を示す。 3 つの計測箇所における A_x の I_d 分布を見ると平均値はほぼゼロである。 I_d の最大値はリーダー下部が最も大きくリーダー上部が小さい。 標準偏差 (SD) はリーダー上部 (Acc1) とクローラ基部 (Acc3) で大きくそれぞれ 0.52m/sec^2 と 0.44m/sec^2 である。 A_y についても I_d はゼロを中心として対象に分布しており、その最大値はクローラ基部が最も大きくリーダー上部が最も小さい。 SD は Acc1 が他の 2 つに比べて大きく 0.55m/sec^2 である。

図 4-7-14 は振幅スペクトル S_a の周波数分布を示す。 リーダー上部では低周波数域に x 方向成分と y 方向成分のピークが見られる。 一方、リーダー下部とクローラ基部では S_a に若干の値の増加は見られるもののピークは明確でない。 リーダー上部では A_x と A_y のピークは 0.2Hz と 0.4Hz に見られる。 リーダー下部においても A_x と A_y のピークが 0.2Hz に見られるものの、その S_a の値は小さくあまり明確でない。 またクローラ基部では A_y の S_a 値が小さい。

4.8 まとめ

本研究では東京国際空港国際線地区エプロン等整備等事業が行われているエリアの南西部において実大のくい打機を用いた自走実験を実施した。 この機械は機体重量が 100 トンを超える大型のサンドコンパクション用機械であった。 本節では現場実大実験により明らかになった事項を述べる。

4.8.1 走行路の地盤特性

(1) 走行路の起伏について

走行路に 1.8m 間隔の格子状に測点を設定し水準測

量を行った。 その結果、走行路の高低差は最大値が約 10cm と非常に小さく、実験走行路はほぼ平坦な地盤であることが分かった。

(2) 地盤の支持力について

走行路の地盤支持力を調べるために支持力試験を行った。 試験結果は載荷応力 (q_a) と、沈下量 (s) を載荷盤の直径 D で除した沈下比 (s/D) との関係で整理した。 その結果、3 回の試験より得られた q_a - s/D 曲線には、共通して s/D が $0\sim 0.1$ の範囲では s/D 増分に対する q_a 増分が大きく、その傾きには一致が見られた。 また、曲線は $s/D=0.1$ 付近で屈曲点を示した後、ほぼ単調に増加し明確なピークを示さない。 ここで屈曲点前後の 2 つの接線の交点における q_a 値を極限支持力 (q_u) と定義し、求めた値は $478\sim 623\text{kPa}$ であった。 本実験で使用したくい打機の最大接地圧 P_{max} は 194kPa であり、 $q_u > 2.4P_{\text{max}}$ であることがわかった。

4.8.2 自走時におけるくい打機の挙動について

(1) 動揺の計測について

機体の 3 箇所に加速度計を設置した。 Acc1 はリーダー上部、Acc2 はリーダー下部、Acc3 は履帯支持枠の中央に設置した加速度計である。 応答加速度は各個所において進行方向成分 (A_x) とこれと直交する左右方向成分 (A_y) をサンプリング周波数 100Hz で計測した。 走行速度は約 1.0km/h と 1.2km/h の 2 種類であり、走行方法は前方直進、後方直進、前方カーブの 3 種類であった。

(2) 高さ方向の動揺増幅について

3 個所で計測した A_x と経過時間の関係から応答を比較すると、Acc1 が Acc2 と Acc3 に比べて幾分か大きく、機体の動揺は上方で増幅が見られた。 Acc1 の最大値は約 1m/sec^2 である。 また、 A_y 成分については A_x 成分に比べて増幅傾向がより明らかに見られた。

(3) 動揺方向成分と周波数について

リーダー上部における応答加速度について A_x と A_y を平面上に投影してその軌跡を調査した結果、その分布は原点に対してほぼ対称であり、その形状は楕円であることがわかった。前方直進時における加速度の最大振幅は A_x が 1.0 m/sec^2 、 A_y は 1.5 m/sec^2 である。走行方向に比べて左右方向に幾分大きな応答が見られた。

周波数分布を見ると、 A_x と A_y にはそれぞれ 0.4Hz と 0.3Hz にピークが見られる。これは本実験におけるくい打機の動揺特性を示すものと考えられる。なお、 1.1Hz に見られるもう一つの A_x のピークは、つり下げられた装備の振動や風の影響によるものである。

今回実験に用いたくい打機の安定度は 17.53 度と大きく、設置した地盤の支持力安全率は 6.4 から 9.6 と高い条件であった。安定度と支持力安全率が減少すると揺動は実験値よりも長周期化する。

(4) 加速度の頻度分布について

3 個所で計測された 2 つの応答加速度成分 A_x と A_y について、頻度分布を調査した結果、相対度数 (I_d) と応答加速度の間には正規的な分布が確認された。各 A_x と A_y の分布は原点に対してほぼ対称である。標準偏差 (SD) は進行方向と左右方向に共通してリーダー上部の Acc1 が最も大きく、その値は約 0.3 m/sec^2 であることがわかった。

(5) 自走速度の影響について

前方直進と後方直進においてそれぞれ 1.0km/h と 1.2km/h の速度で走行させた。定常的な直進時の動揺には速度増加に伴う加速度振幅の増加が見られるものの、顕著な差は見られなかった。しかしながら、進路方向の修正時に与えられる履帯の制動は機体に大きな動揺を発生させることが明らかになった。この制動によって生じる加速度応答の最大値は速度の増加に伴って増加する傾向が見られた。

(6) 直進走行とカーブ走行の比較について

カーブ走行に伴って機体に生じる動揺は履帯の制動に伴うものであり、リーダー上部における加速度が最大値を示した。直進走行時とカーブ走行時におけるそれぞれの最大値には顕著な差が見られず 1.0m/sec^2 程度であった。しかしながら、頻度分布には大きな差が見られ、カーブ走行における A_x と A_y の SD は直進のそれに比べて約 1.7 倍に増加することが明らかになった。

4.9 参考文献

- 1) (社)地盤工学会：地盤調査法，pp.384-396，1995.
- 2) 大木正喜：測量学（建設工学シリーズ），1998.
- 3) (社)地盤工学会：地盤調査法，pp.344-361，1995.
- 4) (社)日本建設機械化協会：建設機械用語集，1997.
- 5) 労働調査会：安衛法便覧 II 平成 19 年度版，pp.512-516，2008.
- 6) 堀智仁，玉手聡：実大走行実験によるくい打機の不安定化挙動の解析，労働安全衛生研究，Vol.2 No.1，pp.19-26，2009.
- 7) 堀智仁，玉手聡，末政直晃：くい打機の自走実験による揺れと履帯接地圧力の計測，土木学会論文集 C，Vol.66 No.2，pp.342-355，2010.

5 くい打機のモデル化と実験装置の開発

本研究では現場内を自走するくい打機の転倒危険性を明らかにするためにその実験的な検討を行った。本研究では遠心場走行実験による現象の解明を行ったが、そのためには実験的なモデル化と装置の開発が重要な課題となった。開発過程ではまず、第一段階の小型模型を試作し、これを用いた予備実験を実施した。そして遠心場において実大と同様な挙動が再現可能かを確認したうえで次に、遠心力に耐えうるモデルの強度を検討した。さらに動的実験に関する相似則を満足させるために、重心等が一致した物理モデルを製作すると共に、実大と同じ速度を再現可能な性能も必要となった。

予備実験を繰り返してハード面の改修を重ね、信頼性の高いデータを効率的に蓄積することができた。本章では現場内を自走するくい打機のモデル化とこれを再現するために開発した小型模型の概要を紹介し、次いで、実験方法および用いた実験装置を整理する。そして現場地盤のモデル化と機械側の安定条件の設定について述べる。

5.1 小型くい打機械模型の作製

5.1.1 くい打機のモデル化

遠心場走行実験用の小型模型を作製するにあたって、**図 5-1-1** に示すくい打機をモデルとした。**表 5-1-1** に実機の諸元を示す。このくい打機は全装備重量が 542.02kN(55.3t)であり、この種の機械としては中型クラスのものである。各部の重心座標はフロントスプロケットで支持された履帯の接地面、すなわち転倒支点からの距離であり水平距離 x は車体後方を正とし、鉛直距離 y は上方を正とした。機体全体の重心 (G_x , G_y) より得られた安定度は 8.2 度である。機体重量を履帯の全接地面積で除して得られる平均接地圧力は約 100kPa である。

5.1.2 模型の構成と諸元

模型の重心と安定度を明らかにするために、模型を構成する部材の質量とその重心位置を調査した。**表 5-1-2** は模型を構成する部材の名称とその質量、ならびに各部材中心までの水平距離(x)と鉛直距離(y)を示す。なお、座標の原点は**図 5-1-1** と同様に、前輪車軸の接地面を原点とした。 x は機体後方側を正とし、 y はリーダ上端方向を正とした。

機体のみ合計質量 (M) は、3102.8g であり、全体の重心位置(G_x , G_y)は(54mm, 145mm)である。くい打機の実機と模型の主要諸元の比較を**表 5-1-3** に示す。1G 場における走行模型の自重は 30.4N である。しかし、25G の遠心場では自重が 25 倍に増加する。これによって、模型の履帯面に生じる接地圧力は実機と等しく再現される。従って、小型模型の筐体は 760N の自重を支持可能な強度も有しなければならない。動的実験の相似則を満足するためには、走行速度が実機と小型模型において等しく再現する必要がある。すなわち、小型模型は 25G の遠心場で 444mm/sec の速度で自走可能な動力性能を備える必要がある。

写真 5-1-1 は小型模型¹⁾の外観を示す。機体に対する相対的な重心位置を実機と小型模型の間で等しく再現できるよう、モーター、減速機ならびにバッテリー等の部材を配置した。

写真 5-1-2 は動力モーター部を示す。最大回転数が 4 万回転の小型モーターを 2 個搭載する。2 つのモーターは左右の履帯を独立して駆動する。モーター軸にはピニオンギアが備わり、後述するスパーギアに接続する。ピニオンギアの歯数は 20 である。ピニオンギアの下部には検知盤が備わる。検知盤は軸対象な位置に切り欠き部が設けられている。

表 5-1-2 模型の構成部材と質量分布

部材名称		質量(g)	水平距離 ^{A1)} x(mm)	鉛直距離 y(mm)	
下部走行体	筐体	1230.0	70.0	27.0	
	バッテリー	130.3	128.0	105.0	
	制御ボックス	333.9	43.0	90.0	
	キャッチホーク	54.1	-31.0	33.0	
	ギアボックス	376.5	130.0	63.0	
	動力モーター部	210.0	159.0	107.0	
上部構造体	リーダー部	3点支持棒(2本)	61.3×2	65.0	230.0
		リーダー(上部)	312.0	-57.0	615.0
		リーダー(下部)	291.0	-57.0	235.0
	アースオーガ類	載荷板	42.4	-72.0(= x_b)	830.0(= y_b)
		付加質量	m (変数)	-102.0(= x_a)	840.0(= y_a)
合計(付加質量を除く)		3102.8(= M)	54.0(= G_x)	145.0(= G_y)	
履帯幅(mm)		30.0	接地面積(mm ²)	8400.0	
タンブラ就寝間距離(履帯長, mm)		140.0	平均接地圧力 ^{A2)} (kPa)	90 (at 25G 場)	
実機トレッド(mm)		115.0	標準走行速度(km/h)	1.6 (444mm/sec)	

A1) 前輪を原点とした各部材重心までの距離

A2) 付加質量を含まない場合の値

表 5-1-3 実機と模型における主要諸元の比較

	くい打機						
	実物 ^{B1)}			1/25 模型 ^{B2)}			
	重量(kN)	水平 x(m)	鉛直 y(m)	重量(N)	水平 x(mm)	鉛直 y(mm)	
重量と重心距離 ^{B3)}							
下部走行体	336.24	2.58	1.43	22.9	84.7	53.5	
上部構造体	リーダー部	134.24	-1.61	12.42	7.1	-36.4	397.6
	アースオーガ類	71.54	-2.45	16.00	0.4	-7.2	830.0 ^{B4)}
合計重量	542.02kN			30.4N (25G 場では 760N)			
接地圧力(kPa)	101			90			
走行速度(km/h)	1.6 (=444mm/sec)						

B1) アースオーガ類に施工機械を含む

B2) アースオーガ類に付加質量を含まない

B3) 前輪を原点とした各部材重心までの距離

B4) 載荷板をリーダーの上端にセットした場合

センサーで単位時間当たりの回転数が計測され、その値は後述する演算処理において走行速度のフィードバック制御に用いられる。

写真 5-1-3 は制御ボックスである。前述のモーター回転数に関する制御するための電子回路が備わる。さらに、走行模型はワイヤレスで走行が操作される。そのため走行に係わる命令信号の送受信を行うための電子回路が備わる。

写真 5-1-4 は動力用のリチウムバッテリーである。この 1 つのバッテリーで走行と通信の両方に電力を供給す

る。写真 5-1-5 はギアボックスである。写真 5-1-2 に示すピニオンギアがスパーギアに噛み合わる。スパーギアの歯数は 60 である。従って、ピニオンギアからスパーギアへの伝達において、回転数は 1/3 に減速される。さらに、ギアボックスでは 1/50 に回転を減速して、かき歯車を駆動する。

写真 5-1-6 はリーダーと 3 点支持棒である。リーダーは上部と下部に分割して構成され、連結した全長は 800mm である。リーダー(下部)はキャッチホークにボルトで連結し、さらに 3 点支持棒で固定する。

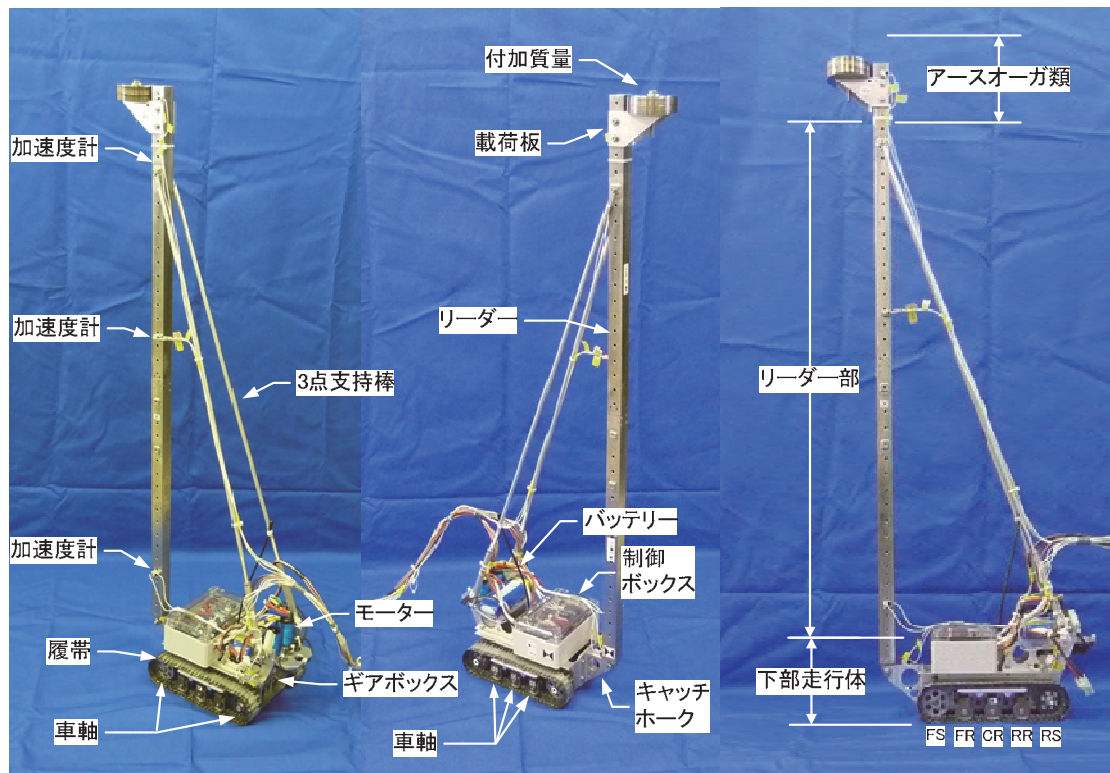


写真 5-1-1 作製したくい打機模型

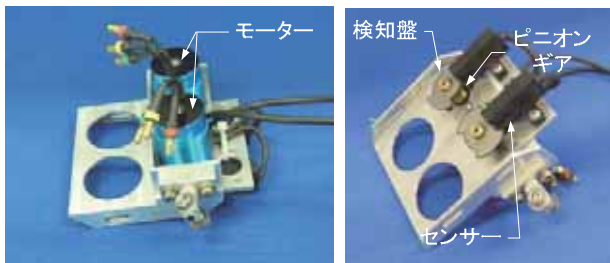


写真 5-1-2 動力モーター部(左：上側, 右：裏側)



写真 5-1-4 リチウムバッテリー

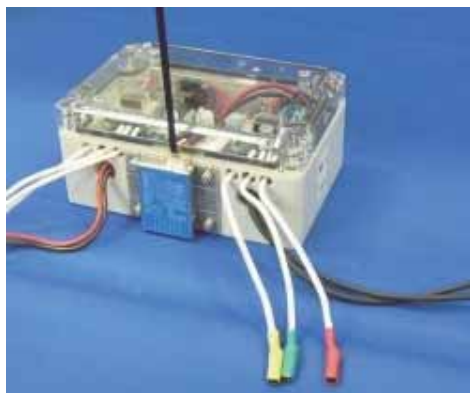


写真 5-1-3 制御ボックス



写真 5-1-5 ギアボックス

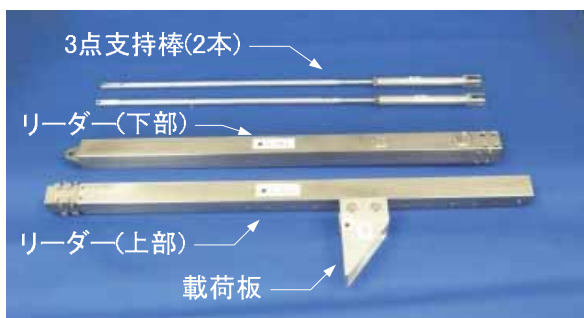


写真 5-1-6 リーダ・3点支持棒・載荷板

その上に取り付けられるリーダー(上部)には載荷板を固定する。載荷板に付加質量を搭載することで、実機のリーダーに備わる掘削用のオーガやサンドコンパクション等の装備を再現する事ができる。さらに、載荷板の固定位置は2cmピッチで変更が可能であり、異なる重心高さを再現できる。

写真 5-1-7 は遠心場走行実験においてくい打機をラジコン操作するための遠隔操作装置を示す。この装置はコントローラと送信機から構成される。コントローラはラジコンのプロポ型のものである。スロットルレバーで前進と後進及び、その速度が制御できる。方向レバーでは右方向と左方向のカーブ走行が制御される。コントロー

ラには2つのシリアルポートを内蔵する。一つはRS485であり、もう一つはRS232Cである。RS485は写真右の送信機(TRX)と接続するポートである。

図 5-1-2 は遠心場走行実験におけるラジコン制御と通信の概念を示す。送信機はコントローラと分離した構造となっている。このコントローラと送信機はスリッピングを介して接続されている。

写真 5-1-7 の右が当研究所の遠心模型実験装置²⁾のビーム上に設置された送信機(TRX)である。送信機にはアンテナが備わり、プラットフォーム上に設置されるくい打機の模型と無線で通信して走行を制御する。RS232Cはモニタ制御用PCと接続するためのポートである。

写真 5-1-8 は走行条件の設定とその結果をモニタするPC画面を示す。通信はノートPCのハイパーターミナルを使用して表 5-1-4 に示すコマンドで行った。

「モーター回転数レンジ設定数(rg)」は、モーター回転数の最小値と最大値を入力するためのコマンドである。両値の設定は2000~30000の範囲で行う。「左右差動比率設定(df)」では左右の履帯に与える回転数の差を設定する。値が100の時は左右の履帯の回転数が最大±100%変わる。

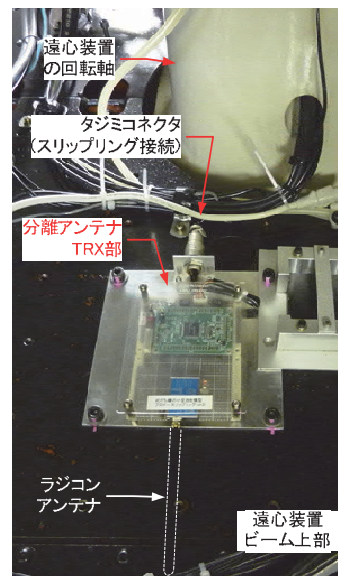
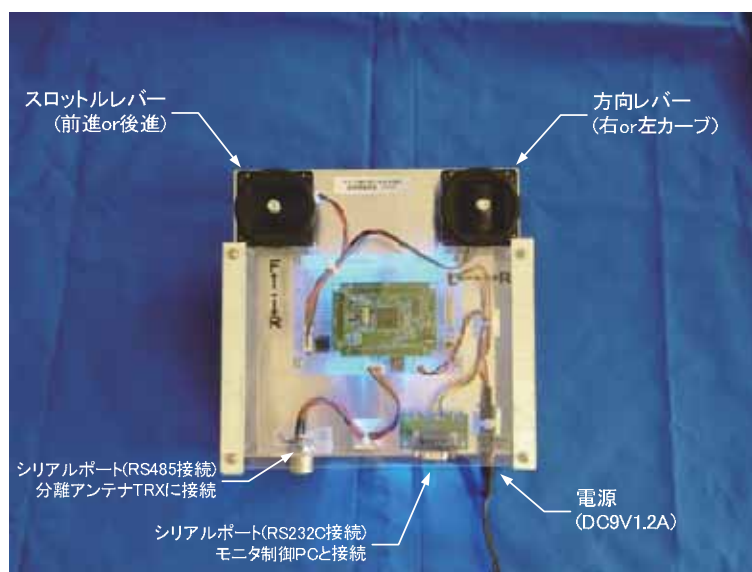


写真 5-1-7 くい打機模型の遠隔操作装置(左：コントローラ，右：送信機)

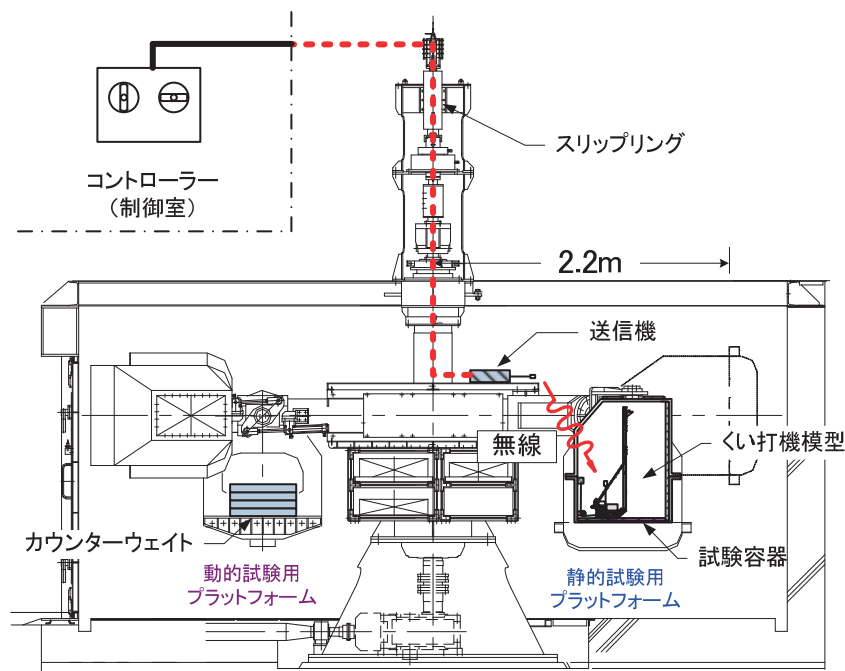


図 5-1-2 遠心場走行実験におけるラジコン制御と通信の方法

すなわち、片側は 200%で反対側が 0%となる。本実験では 10 に設定した。「最高スピードレポート(qm)」は走行中におけるモーター回転数の最大値をリクエストするコマンドであり、「現在スピードレポート(qs)」はコマンドリクエストした時の瞬時の値がモニタに表示する。「左右トリム(tr)」は直進性を補正するためにモーター回転数を微調整するコマンドである。

表 5-1-4 走行条件に関する設定項目とコマンド一覧

設定項目	入力コマンド
モーター回転数レンジ設定	rg, 最小値, 最大値
左右差動比率設定	df, 値
最高スピードレポート	qm
現在スピードレポート	qs
左右トリム±99(1=0.1%) +:右, -左	tr, ±値

5.1.3 模型の安定度

機体の安定度は重心と転倒支点の間の距離によって求めることが可能であり、付加質量がない場合における機体の安定度(θ_0)は式 (5-1-1) で求めることができる。この式に、先に述べた模型の重心 ($G_x=54\text{mm}$, $G_y=145\text{mm}$) を代入すると θ_0 は 20.4 度となる。

$$\begin{aligned} \theta_0 &= \tan^{-1}\left(\frac{G_x}{G_y}\right) \\ &= \tan^{-1}\left(\frac{54}{145}\right) \\ &= 20.4(\text{deg}) \end{aligned} \tag{5-1-1}$$

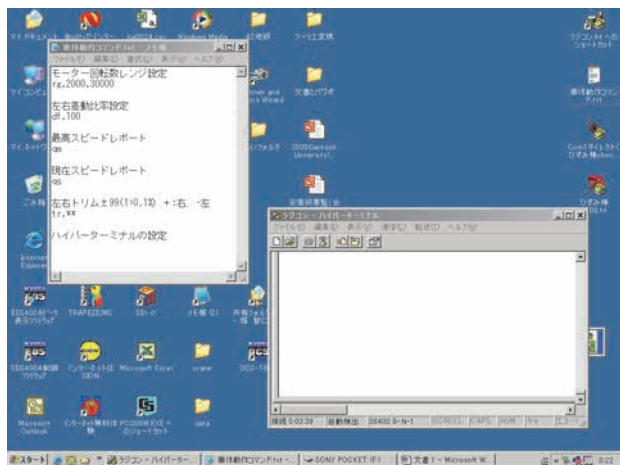


写真 5-1-8 ノート型 PC に表示された走行条件の設定と状況をモニタする画面

付加質量 (m) を搭載した場合の機体の安定度 (θ') は式 (5-1-2) で表される。

$$\theta' = \tan^{-1} \left(\frac{MG_x + mx_a}{MG_y + my_a} \right) \quad (5-1-2)$$

ここで、 M は全質量であり、3102.8g である。 x_a と y_a は、それぞれ転倒支点から付加質量までの水平距離と鉛直距離であり、それぞれ $x_a = -102\text{mm}$, $y_a = 840\text{mm}$ である。

車両系建設機械構造規格³⁾と日本材料学会の基準⁴⁾では表 5-1-4 の上段に示す通り安定度を定めている。式(5-1-2)を m について解くと式(5-1-3)の通りとなる。

安定度の各基準値(θ_s)を式(5-1-3)に代入すると、その設定に必要な m の理論値が得られる。模型に関する計算結果を表 5-1-5 の下段に示す。

$$m = \frac{M(G_x - G_y \tan \theta_s)}{y_a \tan \theta' - x_a} \quad (5-1-3)$$

遠心模型実験では供試体に作用する遠心力の値が有効半径(R)に比例して増加する。くい打機の小型模型は図 5-1-3 に示すとおり、高さ 0.84m を有し、 $R=2.25\text{m}$ に対して、比較的大きな値である。すなわち、「アースオーガ類」に相当する載荷板と付加質量(m)に働く遠心力は、「下部走行体」、「リーダ部」に働く遠心力よりも小さい。そのため、遠心模型実験において当初設定した安定度を再現するためには、遠心力の違いを補正した付加質量(m')を搭載する必要がある。 m' の値は式(5-1-4)により求められる。

$$m' = m \left(\frac{R - G_y}{R - y_a} \right) \quad (5-1-4)$$

ここで、 G_y と y_a はそれぞれ地盤表面から機体重心までの距離と付加質量等までの距離である。

表 5-1-5 に各基準の安定度の再現に必要な付加質量の値を 1G 場と遠心場について示す。車両系建設機械構造規格による最低基準値 5 度を再現するために必要な付加質量は 1G 場では 735g であるが、遠心場では 1169g 必要である。この 1169g を与えた模型の 1G 場における安定度は

2.0 である。従って、同一の付加質量を与えた模型は 1G 場よりも遠心場の方がより安定する。

遠心場走行実験では小型模型を 1G において準備する。そのため、まずは 1G 場において安定することが必要条件である。1G 場での安定度に余裕が少ない場合は、遠心力を付加する際に転倒するためである。遠心装置の回転に伴って、僅かではあるが振動や加速度が働くため、模型に与える安定度は遠心場における再現条件と 1G 場での安定性を考慮した。

表 5-1-5 くい打機の安定度の関する国内基準等に対応する付加質量

規則・規準	車両系建設機械構造規格	日本材料学会	
		作業時	走行時
安定度の基準値 (θ_s)	5 度以上	7 度以上	9 度以上
必要な模型の付加質量 (g) (搭載位置: 上部の場合)	1G 場	735	552
	遠心場 (1G 場での安定度)	1169 (2.0)	877 (3.8)
			414
			658 (5.8)

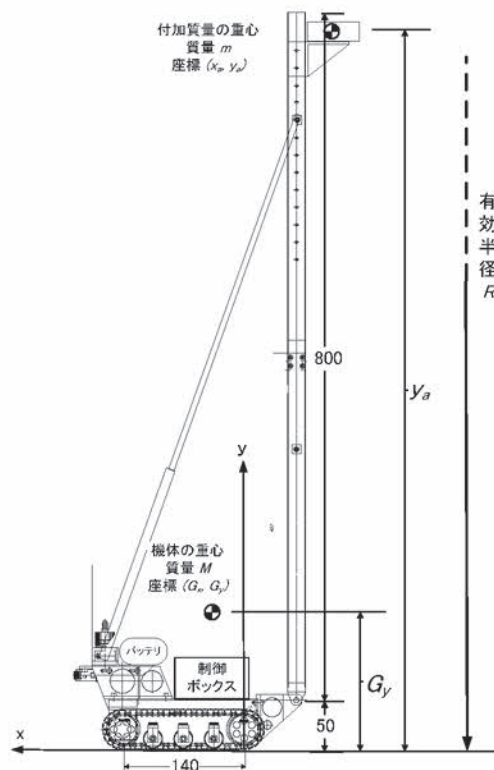


図 5-1-3 くい打機模型の重心高さとお効半径

5.2 車軸に生じる載荷荷重の計測

履帯から支持地盤に働く接地圧力を計測するために、履帯を支持する前輪と後輪および補助輪のアームにひずみゲージを貼り付けた。写真 5-2-1 は各部の支持アーム⁹⁾を示す。後輪(RS)の支持アームは円形のベアリングが備わり、この部分を駆動軸が貫通する。アームの表と裏に貼り付けられたひずみゲージにはそれぞれ 2 本のリード線が接続している。ひずみゲージの表面は VM テープで養生して保護されている。

前輪は車軸とアームが同一直線上にあり、先ほど述べた水平力の作用による干渉を最小限にするための構造が与えられている。車軸部分にはベアリングを内蔵した従動輪が取り付けられる。補助輪には 2 重構造の円盤が備わり、円盤の間部分を履帯のチェーンが通過する。

写真 5-2-2 は筐体に取り付けられた各支持アームの様子を示す。各支持アームはボルト止めされ、載荷荷重に対して片持ち張り構造となる。従って、載荷荷重が働くと支持アームは曲げ変形する。この曲げ変形をひずみゲージで計測し、別に求めた校正係数を用いて載荷荷重を求める。なお、補強盤は支持アームとは独立して筐体に取り付けており、補強盤に働く荷重が支持アームのひずみゲージに干渉しない構造を与えた。

写真 5-2-3 は後輪を駆動する軸の構造を示す。先の写真 5-1-5 に示したギアボックスにはかさ歯車が備わる。このかさ歯車は後輪の駆動軸上に取り付けられたかさ歯車に契合する。これにより駆動力が後輪に伝達される。なお、後輪に載荷荷重が作用すると支持アームは曲げ変形する。この変形を妨げずに後輪を駆動するため、駆動軸にはスリットカップリング構造を与えた。この構造は車軸にスリット状の切れ目が複数与えられている。駆動力を伝達するための強度を有しつつ、比較的自由的な曲げ変形が可能となっている。

写真 5-2-4 は筐体に内蔵された端子台の様子と端子台における変換接続の状態を示す。筐体の左右に備わる全ての支持アームには 2 枚のゲージが貼り付けられており、

出力されるリード線の全数は 40 本となる。支持アーム 1 個につき 4 本のリード線が出力されるが、これを筐体内蔵する端子台で 2 ゲージ法に変換する。従って、1 つの支持アームについて 3 線となる。

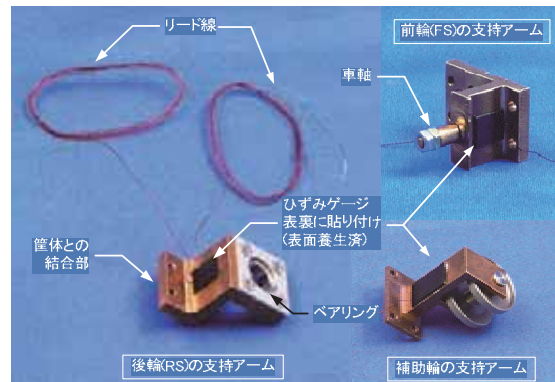


写真 5-2-1 前輪と後輪と補助輪の支持アーム

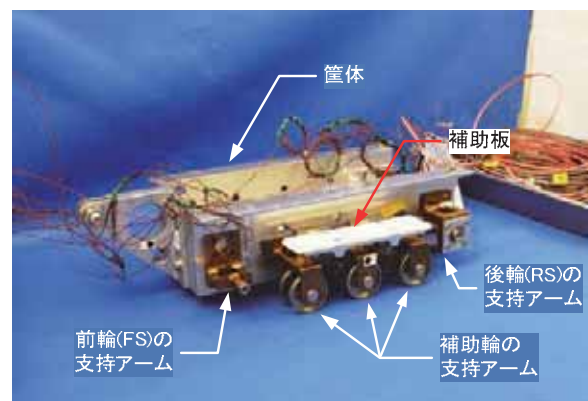


写真 5-2-2 筐体に取り付けられた支持アーム

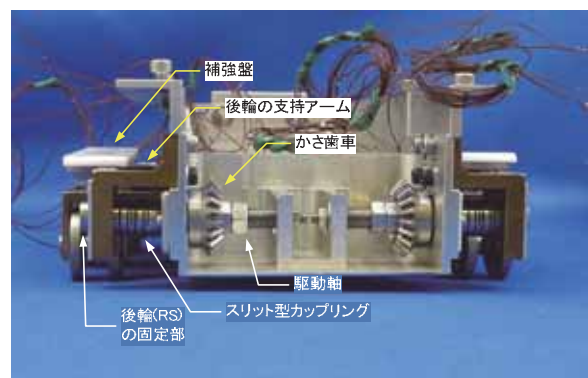


写真 5-2-3 スリット型カップリングを与えた後輪(RS)の駆動軸

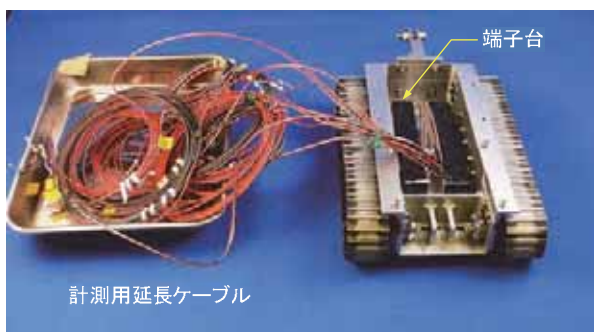


写真 5-2-4 筐体に内蔵する端子台と計測用延長ケーブル(上: 筐体に設置された端子台, 下: 2ゲージ法で接続したリード線と延長ケーブル)

別に用意した3線タイプの延長ケーブルを端子台に接続し、他端には平状の圧着端子を取り付ける。これは、後述するブリッジボックスとの接続を容易にするためである。端子台の表面は養生材で保護した。

5.3 模型地盤の条件

本実験では走行地盤を2種類の材料で模擬した。一つは発砲ポリエチレンフォームであり、もう一つは関東ロームである。以下では両模型地盤について説明する。

5.3.1 ウレタン地盤の条件と種類

発砲ポリエチレンフォームの諸元とこれによって作製した模型地盤の支持力を表5-3-1に示す。発砲ポリエチレンフォーム(富士ゴム産業(株)のFPシリーズ)を以後略してウレタンと呼ぶ。ウレタンは均質かつ平坦な模型地盤を再現するために用いた。ウレタンは発泡度の差により異なった密度で作製され、その硬度はメーカーにより管理されている。硬さと色が異なる3種類のウレタンフォ

ームを用いて写真5-3-1に示すような3種類の模型地盤を作製し、走行実験を行った。一つは中間的な硬さのFP15による模型地盤UF-1であり、本実験における標準モデルとした。もう一つはこれよりも柔らかいFP30によるUF-2であり、最後の一つは最も硬いFP10によるUF-3である。ウレタンフォームの強度特性を調べるために、支持力試験を実施した。

表 5-3-1 ウレタンフォームによる模型地盤の諸元

名称	型式(色)	密度 (kg/m ³)	硬度 (kPa)	極限支持力 q_u (kPa)
UF-1	FP15(ブルー色)	61	139	100
UF-2	FP30(ピンク色)	28	50	33
UF-3	FP10(グレー色)	102	204	306

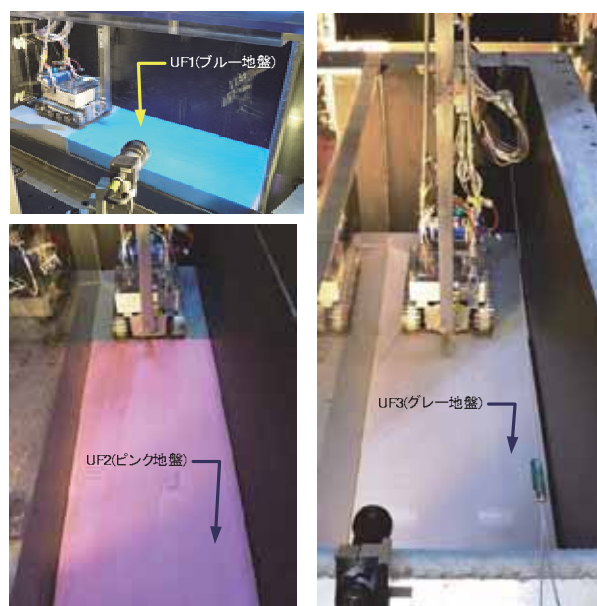


写真 5-3-1 ウレタンフォームで模擬した3種類の模型地盤(UF-1, UF-2, UF-3)

図5-3-1に支持力試験の結果を示す。縦軸は載荷応力(q_a)であり、載荷荷重を載荷面積で除した値である。横軸は沈下量 s を載荷板の短辺 D で除した沈下比 s/D である。

3つの模型地盤における曲線の形状には類似が見られ、 $s/D < 0.4$ では s/D 増分に対する q_a 増分が高く現れる。その後、曲線は屈曲して傾きを減少させる。屈曲点前後にお

ける2つの接線の交点における q_u の値を極限支持力 q_u と定義して求めた。その結果、 q_u はUF-3が最も高く306kPaである。次いでUF-1が100kPaであり、UF-2は33kPaであった。

図5-3-2にウレタンフォームで作製した模型地盤の種類を示す。模型地盤は待機地盤と走行地盤より構成される。待機地盤は幅250mm、長さ280mmの面積を有し、50mmの層厚を与えた。待機地盤はくい打機の模型を最初に設置する場所である。

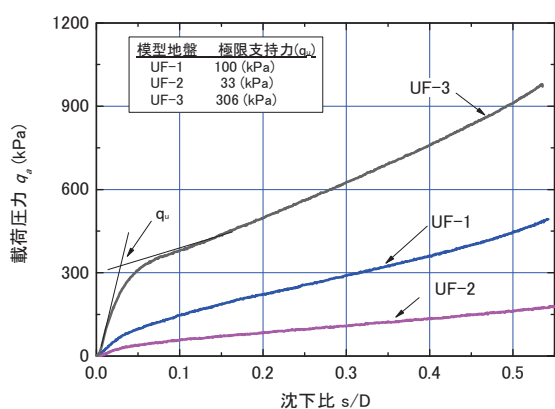


図5-3-1 ウレタンフォームの支持力試験結果

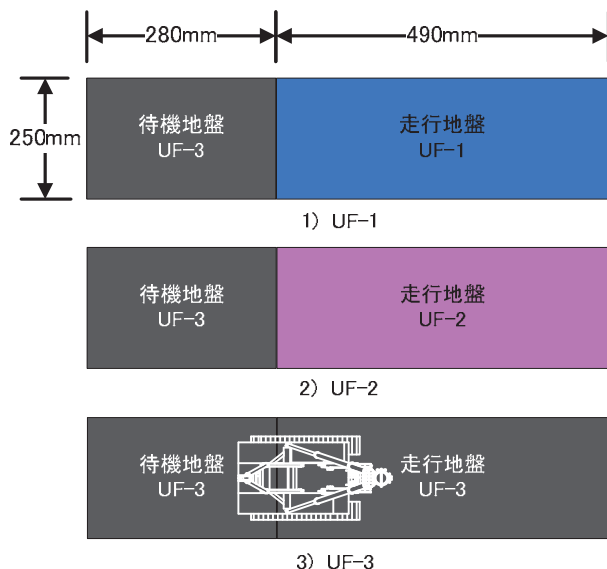


図5-3-2 ウレタンフォームで作製した模型地盤の種類

この位置で、模型に働く重力が1Gから nG に増加する。従って、沈下が生じて模型に傾斜が生じることのないよう、待機地盤には強固なウレタンフォームUF-3を配置した。所定の遠心加速度に到達後に、模型は走行地盤に向かって自走を開始させた。

走行地盤は長さ490mmであり、この値は容器の長さから緩衝材の厚さを引いた走行可能な正味の距離である。走行地盤は先に述べた3種類のウレタンフォーム、UF-1、UF-2及びUF-3を配置した。これにより、異なる支持力安全率を再現した走行実験が可能である。

5.3.2 関東ローム地盤の条件と種類

施工現場の表層地盤を再現するために関東ロームを用いた。その理由は、現場地盤は埋戻しや盛土されるため含水状態は不飽和な場合が多いためである。関東ロームは不飽和地盤の実験的な再現性も高く、安定した入手が可能のため試料に用いた。

試料は研究所内で採取したものであり、その物理的な特性を表5-3-2に示す。細粒分の含有率が93.8%であり、このうち粘土分は48.5%である。地盤材料の分類上は砂混じり火山灰質粘性土となる。A-c法により行った締固め試験の結果、最適含水比(w_{opt})は102.0%である。従って、本研究では試料の含水比を予め w_{opt} に調整し、その後、静的に締固めて模型地盤を作製した。表5-3-3は模型地盤の作製条件、一軸圧縮強さ及び極限支持力の値を示す。

一層当たりの締固め後の層圧が約25mmとなるように試料の分量を予め調整し、実験容器に投入する。そして、後述する2つの方法により地盤表面に150kPaの圧力を静的に与えて締固めた。

同一条件で作製した供試体の一軸圧縮強さの平均値は約40kPaである。また30mm×30mmの正方形断面を有するフーチングを用いて支持力試験を実施したところ、極限支持力の平均値は306kPaであった。関東ロームを試料に用いた模型地盤は3つの条件で作製した。この模型地盤の作製条件を表5-3-4に示す。

表 5-3-2 関東ロームの物理特性

土粒子密度 ρ_s (g/cm ³)	2.759
砂分(0.075~2mm)%	6.2
細粒分(0.075mm 未満)%	93.8
シルト分(0.0050.075mm)%	45.3
粘土分(0.005mm 未満)%	48.5
液性限界 w_L (%)	158.3
塑性限界 w_P (%)	97.7
塑性指数 I_p	60.6
地盤材料の分類名	砂混じり火山灰質粘性土 (II型)VH ₂ -S
最大乾燥密度 ρ_{dmax} (g/cm ³)	0.665
最適含水比 w_{opt} (%)	102.0

表 5-3-3 模型地盤の作製条件と極限支持力

含水比(w)	102.0(%)
締め固め圧力(p_d)	150(kPa)
締め固める層厚(1層あたり)	25(mm)
標準の締め固め養生時間	12時間
一軸圧縮強さ(q_u)	40(kPa)
極限支持力(q_u)	306(kPa)

表 5-3-4 関東ロームにより作製した模型地盤の条件

名称	状態	締め固め方法	締め固め圧力	締め固め養生時間
FU	平坦かつ均質な地盤	1G場における荷重載荷	150 (kPa)	12時間
FN	平坦不均質な地盤			
UD	起伏を有するが均質な地盤	サーチャージと遠心力による載荷		1時間

本研究では地盤側の不安定要因がくい打機の転倒危険に与える影響を明らかにするために、関東ロームによる実験では支持力分布のバラツキと平坦さの違いが自走時揺動に与える影響を調査した⁹⁾。模型地盤は、「平坦かつ均質な地盤」(FU地盤)、「平坦不均質な地盤」(FN地盤)、「起伏を有するが均質な地盤」(UD地盤)の3種類を作製した。各地盤の作製方法の詳細を以下に述べる。

5.3.3 平坦かつ均質な地盤(FU)の作製方法

関東ロームの含水比はあらかじめ最適含水比(102%)に調整して用いた。走行ボックスの内壁には写真 5-3-2 のようにシリコングリス(信越化学 KS-63G)を塗布した。これは後述する締め固めで与える載荷圧力を壁面部の摩擦により減少させないためである。すなわち下層に働く載荷圧力を上層と等しくするためである。

試料は、後述する締め固め後の層厚が約 2.5cm/1 回当たりとなるように分量をあらかじめ調整し、写真 5-3-3 に示すように走行ボックスへ投入した。この投入では写真 5-3-4 に示すようにシャベルで少量ずつ行って、極力平均に配置した。



写真 5-3-2 走行ボックス内壁にグリスを塗布する様子



写真 5-3-3 分量を調整した関東ロームを投入する様子

また、密度の違いはせん断強さのバラツキを生じるため、圧縮しないよう注意を払って投入した。投入後の試料の分布をさらに均一化させるために写真 5-3-5 に示すブレードを用いて平坦化させた。この平坦化ではブレードを鉛直に固定し、前後にスライドさせた。

ブレードの上部には下端に平行に目盛りがマーキングされている。ブレードはこの目盛りに合わせてアルミ製のアングル材に治具で固定した。スライドの際にはブレードが傾斜して試料を圧縮しないよう鉛直を維持させた。

写真 5-3-6 は載荷板の設置と静的締め固めの様子を示す。木製の載荷板(1)を試料の上部に設置し、さらにその上部には補強材(チャンネル材)が直交する向きに設置されている。そして載荷板(2)を補強材に押し当てた。締め固め圧力は 150kPa となるように載荷荷重を調整した。

締め固め時間は、初めの 1 層目については 1 時間とした。1 層目の締め固めが終了後に荷重を一旦除荷した。次にこの上部に試料を追加投入した。なお、1 層目と 2 層目の間に境界が生じないように一体化させた。

2 層目の投入後は 1 層目と同様な作業を繰り返して、静的に地盤を締め固めた。なお、2 層目の投入後の締め固め養生時間は 12 時間である。



写真 5-3-4 走行ボックスに試料を投入した様子

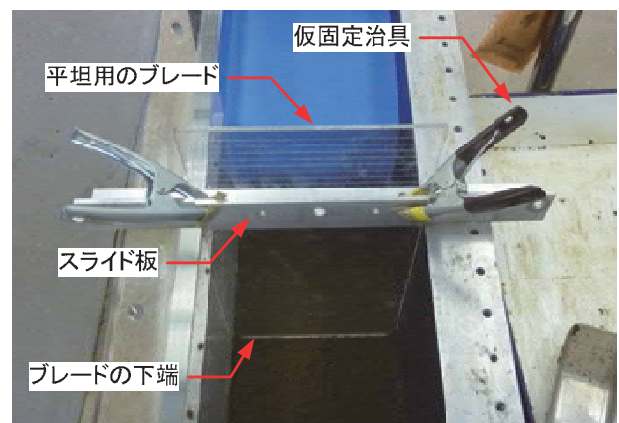


写真 5-3-5 投入した試料を平坦に分布させる方法

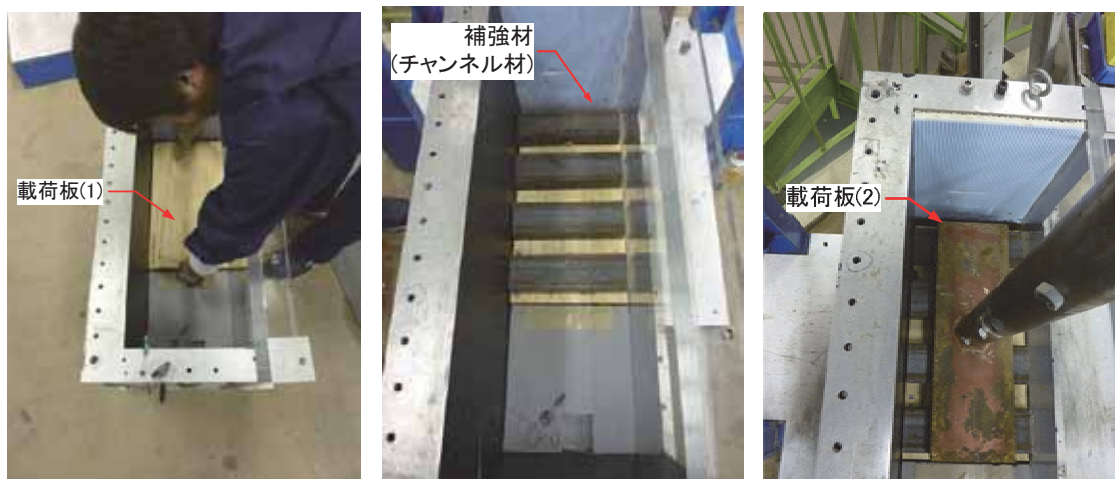


写真 5-3-6 載荷板を設置して地盤を静的に圧縮する様子

5.3.4 平坦不均質な地盤(FN)の作製方法

地盤の表面は平坦であるが、その密度分布が不均質な模型地盤を作製した。以後、本文では平坦不均質な地盤または略して FN 地盤と呼ぶ。本項ではこの地盤の基本的な作製方法を述べる。

FN 地盤は、1 層目の作製方法は FU 地盤と同じ方法である。2 層目の作製方法は 1 層目の上部に試料を不均質に配置させる。その配置方法を写真 5-3-7 に示す。試料は 2 次元的な起伏を与えて投入した。これは地盤の密度分布を走行方向に繰り返し変化させるためである。密度の違

いはせん断強さを変える。その結果、走行方向に対して地盤反力係数と極限支持力が変化する模型地盤を再現できた。2 層目の試料を配置後に、1 層目と同様に載荷板を設置して静的に締固めた。締固め圧力(p_c)と養生時間(t_c)は先の FU 地盤と同じであり、 $p_c=150\text{kPa}$ であり $t_c=12$ 時間である。

締固めが終了した後の地盤表面の様子を写真 5-3-8 に示す。表面は平坦であるが、部分的に濃淡が見られる。これは密度の違いを表しており、分布が 2 次元である。従って、くい打機の走行方向に対して密度は変化する模型地盤が再現されている。

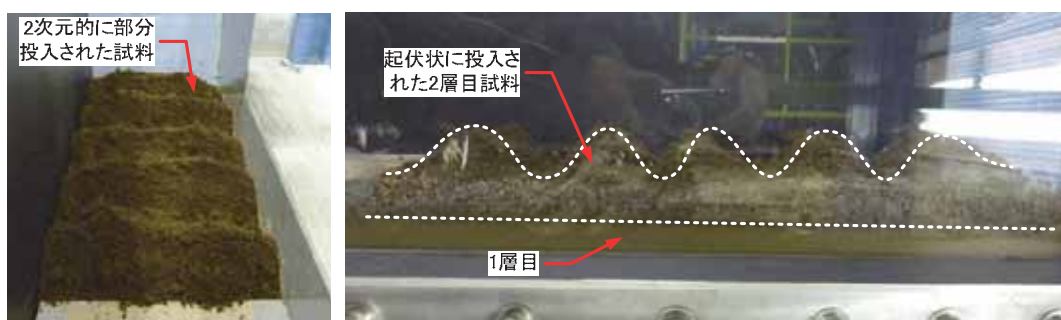


写真 5-3-7 平坦不均質な地盤を作製する際の試料の配置状況

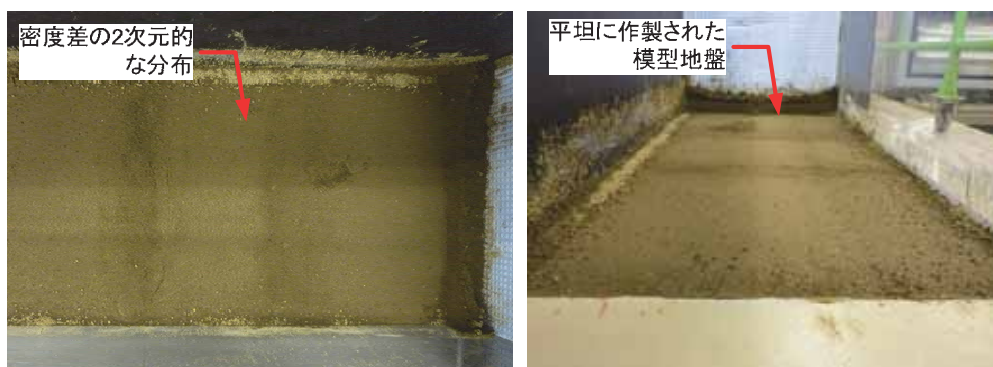


写真 5-3-8 2次元的な密度分布が再現されたFU地盤

5.3.5 起伏を有するが均質な地盤(UD)の作製方法

地盤の表面に起伏は存在するが密度の分布が均質な地盤を作製した。以後、本文では起伏を有するが均質な地盤を UD 地盤と呼ぶ。本項ではこの地盤の作製方法を述べる。この地盤の作製では、2 層分の試料 (73N) を一度に

投入した。なお、試料の投入においてはその分布が均質となるように、シャベルで少量ずつ容器内に配置させた。また、投入後には FU 地盤と同様にブレードを用いて表面を平坦に仕上げた。

次に、載荷板を地盤表面に設置し、予備的な荷重を行った。これは最終的な地盤に過大な起伏を発生させない

ための処置である。この荷重レベルは 50N 程度であり、圧力に換算すると 0.4kPa と僅かである。予備起伏の作製には写真 5-3-9 に示す直径の異なる 2 つの円筒を用いた、一つは半径が 55mm のもの(以降、R55 と呼ぶ)であり、もう一つの半径は 34mm のもの(以降、R34 と呼ぶ)である。

図 5-3-3 は予備起伏を与えた位置と半径を示す。予備起伏は走行地盤の 3 箇所に設けた。左から予備起伏 1, 2, 3 と呼ぶ。予備起伏 1 は走行区間の左(スタート位置)から 15mm の位置に設けた。円筒の端面を内壁(アクリル窓と背面側)に押し当てるようにして、円筒の載荷面を地盤表面と平行にした。そして手で静かに力を加えて下端に 10mm の沈下を与えた。

続いて、予備起伏 2 は予備起伏 1 から 150mm 離れた位置に設けた。次に用いた円筒は R34 である。同様に載荷面の平行を維持しつつ、10mm 沈下させた。さらに、同様にして予備起伏 3 をさらに 100mm 離れた位置に設けた。



写真 5-3-9 予備起伏の作製に用いた 2 つの円筒

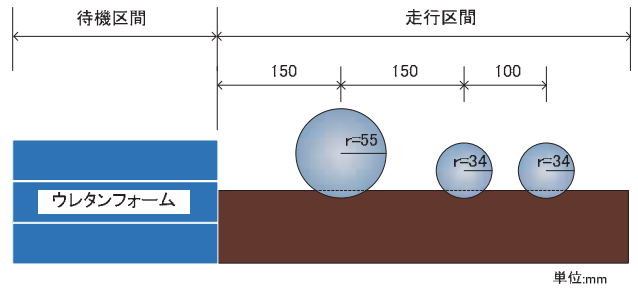


図 5-3-3 地盤表面に与えた予備起伏(左から No. 1, 2, 3)の半径と位置

写真 5-3-10 は予備起伏 3 を与える様子を示すと共に、作業後の地盤の様子を示す。表面には異なる間隔で 2 次元的な起伏が設けられている。使用した円筒の違いにより起伏傾斜の変化割合が異なっている。3 つの予備起伏を設けた後に、再度載荷板を表面に設置し、手で静かに荷重を載荷して表面を整えた。この時の荷重は同じく 50N 程度であった。

続いて、遠心場における締固めを行った。この締固めでは模型地盤の表面に写真 5-3-11 に示すようなビニールバックを置き、その内部に豊浦砂を充填した。この豊浦砂は模型地盤に上載荷重(サーチャージ)を与え、遠心加速度によりこれを増加させた。ここでサーチャージは地盤の沈下に追従する一方で、締固め圧力は一定に作用する。その結果、地盤には起伏が生じるが、均一な密度で締固められる。従って、地盤の密度はほぼ均質に再現され、極限支持力はバラツキが少なくなる。地盤表面に与える圧力(σ_0)は、先の 2 つの地盤 FU と FN と等しく 150kPa とした。

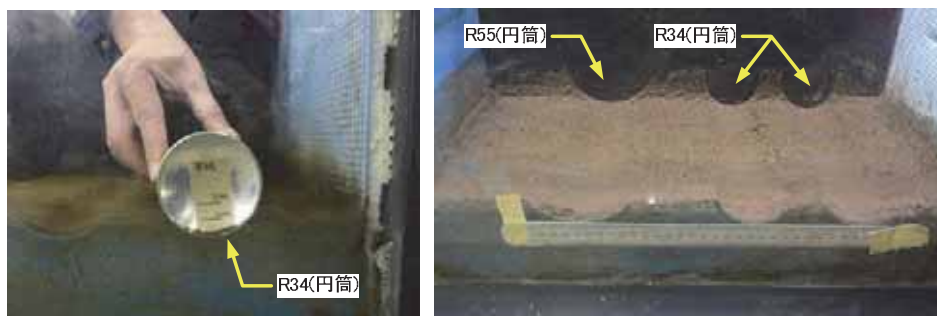


写真 5-3-10 地盤表面に予備起伏 3 を与える様子

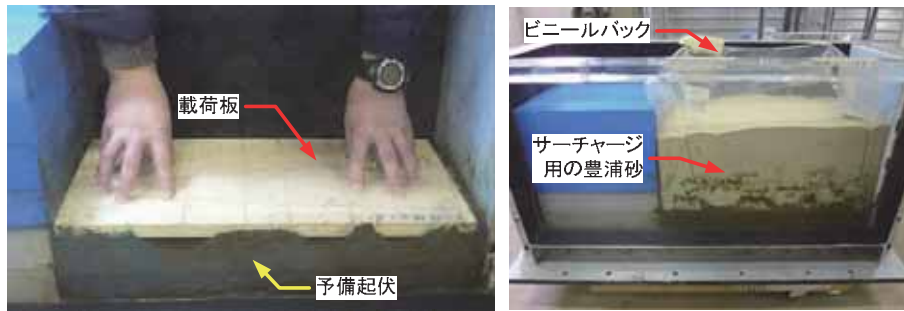


写真 5-3-11 予備起伏を与えた後に載荷板で整形する様子(左)と締めめ用のサーチャージ(右)

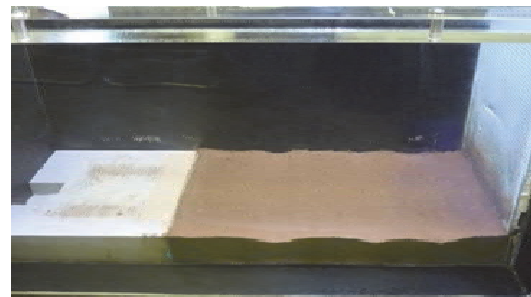
また、遠心装置の中心から模型地盤表面までの距離(r_0)は2.25mである。また、豊浦砂の単位体積質量は 1.5g/cm^3 である。遠心加速度の値は半径と角速度の2乗に比例する。従って、サーチャージ内の鉛直応力は2次曲線的に増加し、その関係は式(5-3-1)で表される。そして、回転半径とサーチャージの層厚(h)の間には式(5-3-2)の関係が成り立つ。

$$\sigma_{v_0} = \frac{\omega^2 \gamma_s}{g} (r+h)h \quad (5-3-1)$$

$$r_0 = r + h \quad (5-3-2)$$

ここで、 g は重力加速度であり 9.8m/sec^2 である。 ω は角速度であり、遠心加速度 $50G$ においては 5π である。

これらの値を代入して、 h を求めると約 18cm である。従って、実験ではビニールバックに深さ 18cm の豊浦砂(質量 34kg)を投入した。



1) 横から見た起伏地盤



2) 進行方向に対して見た起伏地盤

写真 5-3-12 遠心場における締めめ後の地盤の様子

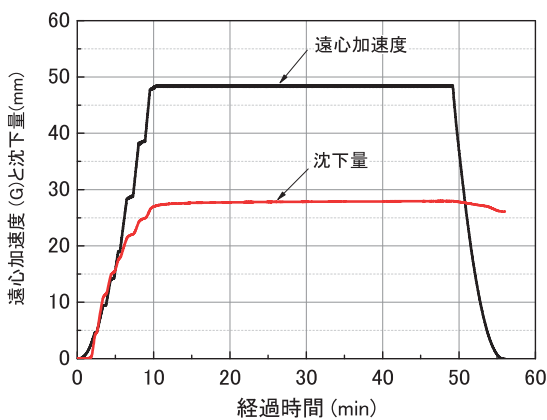


図 5-3-5 遠心場での締めめにおける沈下の推移

図 5-3-5 は遠心場における締めめの際に計測した砂表面の沈下量と経過時間の関係である。約 10 分で遠心加速度は約 $50G$ に増加している。遠心加速度の増加に伴って沈下量は増加している。 $50G$ に到達後には、沈下量の増加は緩慢となる。経過時間が 40 分を過ぎると、沈下増加はほとんど見られない。50 分頃に遠心加速度を減少させ 55 分頃に停止している。遠心加速度の減少に伴って沈下

量には若干のリバウンドが見られた。写真5-3-12は締め後の地盤の様子を示す。緩やかな起伏が形成されており、その形状は2次元的に再現されている。

5.4 地盤の起伏と支持力

5.4.1 地表起伏の分布計測

遠心場走行実験において、くい打機を走行させる模型地盤の起伏を地表面スキャナ⁷⁾で記録した。写真5-4-1は走行ボックスの上部に設置した地表面スキャナを示す。地表面スキャナには駆動用モーターが備わり、後述するレーザー変位計をx方向(くい打機の走行方向)に一定速度で変位させる。この変位はワイヤ式変位計で計測する。x方向に直交する成分をy方向と呼ぶ。

写真5-4-2は地表面スキャナを上部から見た様子を示す。地表面の起伏を測定するためのレーザー変位計が備わる。レーザー変位計をx方向とy方向に移動させるためのリニアレールが備わる。

写真5-4-3はデータ収録と変位の制御システムを示す。変位コントローラは地表面スキャナの駆動モーターのスピードを制御するものである。地表面スキャンでは2つのデータを計測した。1つはレーザー変位計の位置すなわちx方向の変位である。もう一つは地表面の高さ、すなわちz方向の変位である。

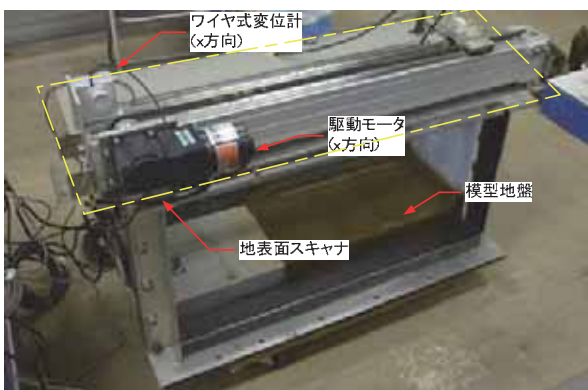


写真5-4-1 走行ボックスの上部に設置した地表面スキャナ

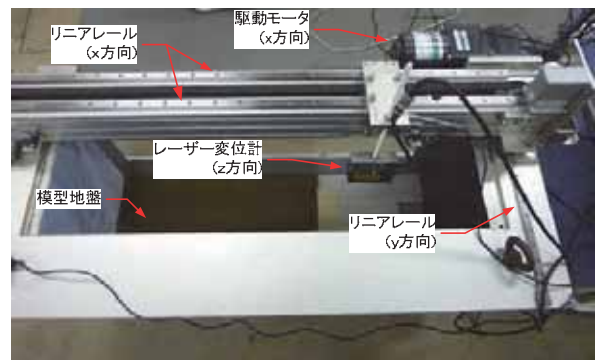


写真5-4-2 地表面スキャナの可動部と搭載センサー

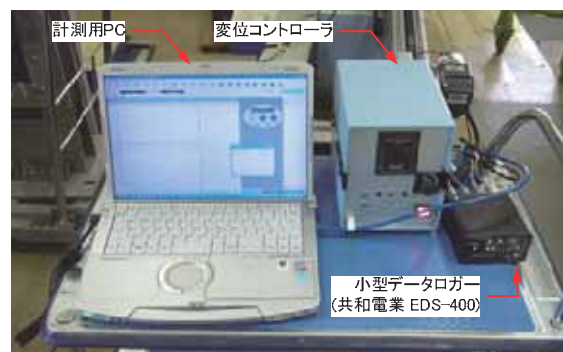


写真5-4-3 データ収録と変位の制御システム

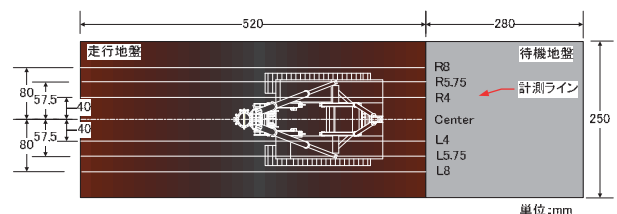


図5-4-1 走行地盤に対する計測ライン

データ収録のサンプリング周波数は20Hzであり、レーザー変位計の変位速度は約7mm/secとした。

図5-4-1はレーザー変位計で計測した計測ラインを示す。計測ラインは7本である。Rはくい打機の進行方向に対して右側(Right)を意味し、Lは左側(Left)を意味する。R5.75とL5.75は模型の履帯が通過する位置に相当する。地表面高さの計測は待機地盤より開始し、地表面高さはこれに対する増分で整理した。

5.4.2 支持力の分布計測

走行ボックス内に関東ロームを締固めて走行地盤を作製した。この作製方法の詳細については後述する。ハンドベーン試験により模型地盤の支持力分布を調査した⁸⁾。9)。写真 5-4-4 は試験に用いたハンドベーン試験装置を示す。この装置は下端に幅 10mm×長さ 20mm のベーン(ブレード)が備わるものである。ハンドベーン試験を走行地盤に対して実施した。実施位置は図 5-4-2 に示す 5 行×9 列=45 箇所である。試験位置には写真 5-4-5 に示すように、あらかじめマーキングを施した。

試験では写真 5-4-6 に示すようにベーンの部分を地盤の表層部に手で貫入させ、その後ハンドルにトルクを与えて土をせん断する。

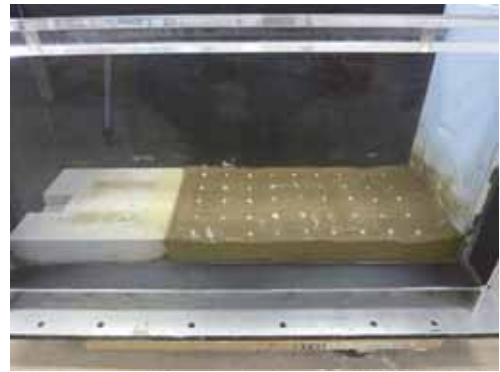


写真 5-4-5 模型地盤に施された試験位置のマーキング

上部に備わるトルクメータには、この時の最大回転モーメント M_{max} が表示され、この値を記録する。計測した最大回転モーメントから式 (5-4-1) よりせん断強度を算出する。

$$M_{max} = \tau \left\{ \pi D H \cdot \frac{D}{2} + 2\pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 \frac{2}{3} \cdot \frac{D}{2} \right\} \quad (5-4-1)$$

$$\therefore \tau = \frac{M_{max}}{\pi \left(\frac{D^2 H}{2} + \frac{D^3}{6} \right)}$$

ここで、 τ は土のせん断強度 (N/m^2)、 M_{max} は最大回転モーメント ($N \cdot m$)、 D はベーンの幅 (直径) (m)、 H はベーンの高さ (m) である。

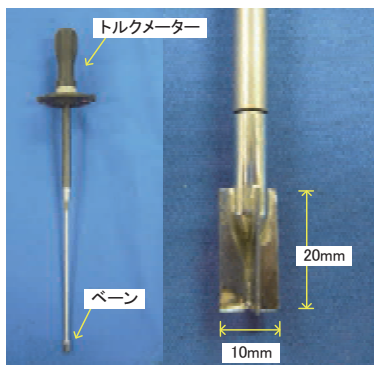


写真 5-4-4 ハンドベーン試験装置

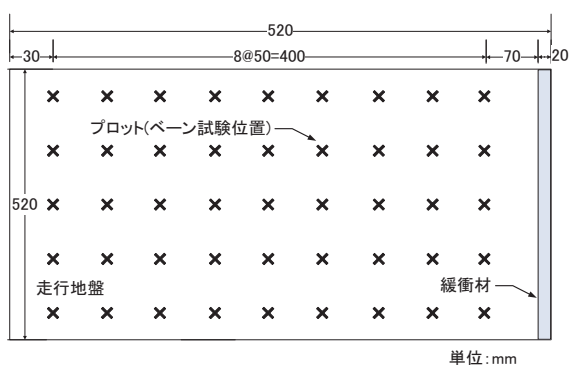


図 5-4-2 模型地盤に対するハンドベーン試験位置

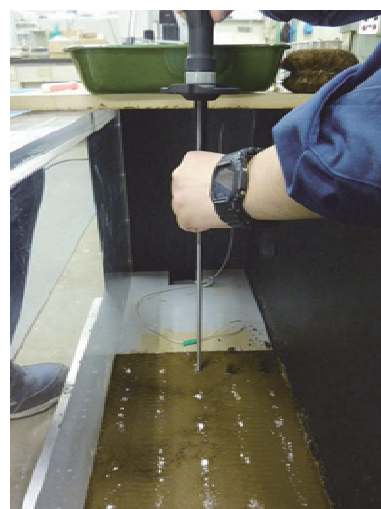


写真 5-4-6 ハンドベーン試験の様子

5.5 遠心場走行実験の実験条件

くい打機の自走に潜在する危険要因とその作用を明らかにするために遠心場走行実験を行った。本実験では転倒に与える要因を大きく2つに大別し、条件を検討した。一つは機械側条件による不安定要因であり、もう一つは地盤側の要因である。以下に両要因について説明する。

5.5.1 機械側条件による不安定要因

くい打機の安定性を左右する機械側条件として、安定度、重心位置、及び走行速度の3条件に着目した。安定度とは、車両系建設機械構造規格の第3条で定められた値であり、くい打機の限界傾斜角を意味する。くい打機のリーダ部分には、アースオーガやサンドコンパクション等の装置が搭載される。自走時にはこれらの装置が上方につき上げられ、トップヘビーな条件で走行する。

写真5-5-1は前方の安定度と重心の関係を示す。前輪を原点Oとし、水平方向をx軸とし、これに直交する方向をy軸とする。機体に対する質量の搭載条件により重心は異なる。写真に示す3つの重心はx軸とy軸の位置が異なるものの、同一直線上に分布している。従って、3つの場合は安定度が同じである。

これは、安定度が静的な釣り合いによる安定限界の指標であることを意味している。一方、原点O回りの回転運動ではOから重心までの距離の2乗に比例して慣性モーメントは大きくなり、揺動周期を左右する。従って、動的な安定性は重心の質量とその位置の影響を受ける。

本研究ではくい打機が自走する際の動的な不安定化に着目して、安定度と重心位置をパラメータとした実験を行った。自走時の走行速度も揺動周期に影響を与える要因である。そのため、実験では2つの走行速度で自走させ、応答を比較した。

以上の通り、機械側の不安定要因として、安定度、重心、走行速度に着目して走行実験を行った。

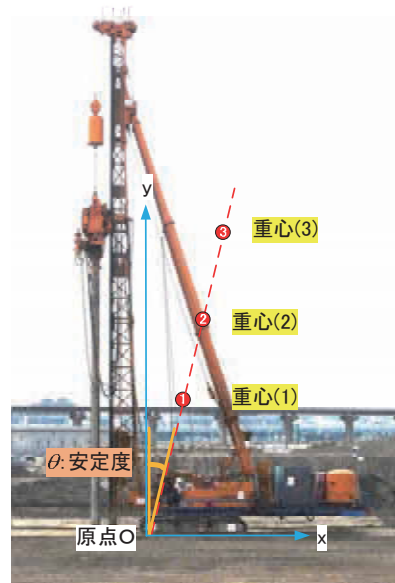


写真5-5-1 同一の安定度で重心位置が異なる場合

5.5.2 地盤側条件による不安定要因

くい打機の安定性を左右する地盤側条件として、支持力安全率と平坦さの2つの条件に着目した。安定度は水平堅固な面に対する設置を前提とした値であるが、実際の施工現場には起伏が存在する。そのため、設置されたくい打機には初期傾斜が生じ、さらに自走に伴う揺動が生じる。従って、設置される現場の平坦さは転倒の危険を左右するものである。

これに加えて、支持地盤には荷重応力の増加に対して沈下が生じる。履帯面に生じる接地圧力は通常、前輪部分が最大となり、後輪側に向かって減少する。この接地圧力の分布形状はx方向に対する重心位置をパラメータに変化する不等分布であり、その分布形状は台形から三角形に変化する。

支持地盤には接地圧力に対応した沈下が生じるため、履帯面には不同沈下が生じる。その結果、機体には傾斜が生じ、安定度を減少させる。また、支持力安全率の値によって、不同沈下の量は異なり、転倒に与える危険性も変化する。

従って、機体に必要とされる安定度の値は、地盤支持

力と起伏によって異なる。そして、この必要な余裕値は機械側の条件にも関係する。従って、くい打機の不安定化は機械側条件と地盤側条件が関係するものである。そこで本研究では、地盤側の不安定要因として支持力安全率と平坦さの値に着目し、実験的な検討を行った。

5.5.3 搭載する付加質量の計算

本研究では、安定度と重心位置を変えて遠心場走行実験を行った。模型に与えた安定度は、構造規格に示された基準値の5度、欧州規格で規定されている10度、比較の為に設定したより安定な条件の15度の3種類を基本とした。なお、これらの値は1G場における「見かけの安定度」であり、遠心場における値は異なる。遠心場走行実験における、安定度の計算方法を以下に述べる。

図5-5-1はくい打機の模型に搭載する付加質量と重心の関係を示す。

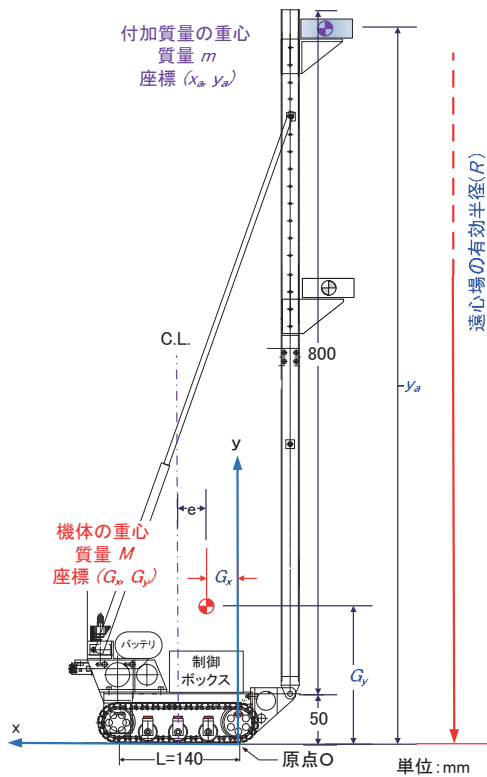


図5-5-1 付加質量の搭載高さと重心

付加質量を除いたくい打機本体の質量を M とし、その重心を (G_x, G_y) とする。リーダ部に搭載する付加質量を m とし、その搭載位置は (x_a, y_a) である。

本実験では m の搭載高さ (y_a) は 835mm、515mm の2種類とした。 M と m の質量とその重心を考慮した1G場での重心位置を (G_{x0}, G_{y0}) とすると、式(5-5-1)と式(5-5-2)の関係が成り立つ。

$$(M + m) \cdot G_{x0} = M \cdot G_x + m \cdot x_a \quad (5-5-1)$$

$$(M + m) \cdot G_{y0} = M \cdot G_y + m \cdot y_a \quad (5-5-2)$$

1G場での安定度 (θ_1) は式(5-5-3)の通りである。

$$\tan \theta_1 = \frac{G_{x0}}{G_{y0}} \quad (5-5-3)$$

式(5-5-1)と式(5-5-2)を式(5-5-3)に代入して、 m について解くと式(5-5-4)が得られる。

$$m = \frac{M(G_x - G_y \tan \theta)}{y_a \tan \theta - x_a} \quad (5-5-4)$$

遠心模型実験装置は、回転半径に比例して遠心力が増加する。そのため、付加質量に働く遠心力は、その搭載高さによって異なる。その結果、くい打機模型に働く荷重が異なるため、遠心場での重心位置と1G場のそれには違いが生じる。

機体(のみ)の重心 (G_x, G_y) を基準とすると、 m と遠心場における換算質量 (m') の関係は式(5-5-5)で表される。

$$m' = m \left(\frac{R - G_y}{R - y_a} \right) \quad (5-5-5)$$

ここで、 R は遠心場における有効半径であり、回転中心から模型地盤の表面までの距離であり、その値は2.25mである。従って、付加質量を搭載したくい打機模型全体の遠心場における重心 (G_{xc}, G_{yc}) は、式(5-5-6)と式(5-5-7)の関係で表される。

$$(M + m') \cdot G_{xc} = M \cdot G_x + m' \cdot x_a \quad (5-5-6)$$

$$(M+m) \cdot G_{yc} = M \cdot G_y + m \cdot y_a \quad (5-5-7)$$

表 5-5-1 は遠心場走行実験において搭載した付加質量とその搭載位置の条件を示すとともに、重心と安定度の関係を 1G 場と遠心場で比較して示す。1G 場における見

かけの安定度(呼称)に比べて遠心場の値は、平均して約 1 度増加する。また、1G 場の重心に比べて遠心場のそれは y_a が 835mm の場合に変化が大きく x_a は増加し、 y_a は減少する。また、この変化は m が大きいほど影響が大きい。

表 5-5-1 遠心場走行実験における付加質量と搭載位置の設定

見かけの安定度	5 度		10 度		15 度	20 度
	1G 場	980g	980g	440g	440g	150g
搭載質量 (m)	980g	980g	440g	440g	150g	0g
搭載高さ (y_a)	835mm	515mm	835mm	515mm	835mm	835mm
重心 (G_{x0}, G_{y0})	(16.7, 311.5)	(16.7, 234.7)	(34.8, 230.9)	(34.8, 191.2)	(47.0, 176.6)	(54.2, 144.6)
遠心場	(28.4, 259.8)	(23.7, 218.1)	(41.5, 201.5)	(38.9, 181.6)	(49.6, 165.1)	(54.2, 144.6)
重心 (G_{xc}, G_{yc})	(28.4, 259.8)	(23.7, 218.1)	(41.5, 201.5)	(38.9, 181.6)	(49.6, 165.1)	(54.2, 144.6)
安定度	6.2	6.2	11.6	12.1	16.7	20.6
重心の偏心率 (e/L)	0.30 ($1/3 < e/L < 1/6$)	0.33 ($1/3 < e/L < 1/6$)	0.20 ($1/3 < e/L < 1/6$)	0.22 ($1/3 < e/L < 1/6$)	0.15 ($e/L > 1/6$)	0.11 ($e/L > 1/6$)
接地圧の分布形状	三角形	三角形	三角形	三角形	台形	台形

5.5.4 遠心場走行実験と動的相似則

自走に伴って揺動するくい打機の挙動、すなわち動的な不安定化を実験的に再現するためには、回転運動に関する相似則を満足させる必要がある¹⁰⁾。式(5-5-8)と式(5-5-9)は実機と模型について、履帯の車軸を支点とする回転運動の方程式を示す。

$$I_p \cdot \ddot{\theta}_p + C_p \cdot \dot{\theta}_p + k_p \cdot \theta_p + F_p = 0 \quad (5-5-8)$$

$$I_m \cdot \ddot{\theta}_m + C_m \cdot \dot{\theta}_m + k_m \cdot \theta_m + F_m = 0 \quad (5-5-9)$$

ここで、添え字 p が実機を示し、 m は模型を示す。相似比率が n 倍の時、慣性質量を I 、傾斜角を θ 、ダンピング係数を c 、時間を T 、接地面積を A 、腕の長さ l 、地盤の弾性係数 k 、ひずみを ε 、重力加速度を g とした。

実機と模型の運動を等しく再現するためには、両式にある各項を等しくする必要がある。慣性モーメントの比 r_i は式(5-5-10)により表される。

$$\begin{aligned} r_i &= \frac{I_m \cdot \ddot{\theta}_m}{I_p \cdot \ddot{\theta}_p} \\ &= \frac{\rho_m L_m^5 (\theta_m / T_m^2)}{\rho_p L_p^5 (\theta_p / T_p^2)} \\ &= \frac{1}{n^5} \times \left(\frac{T_p}{T_m} \right)^2 \end{aligned} \quad (5-5-10)$$

土の粘性によるダンピング力のモーメントの比 r_c は式(5-5-11)で表される。

$$\begin{aligned} r_c &= \frac{C_m \cdot \dot{\theta}_m}{C_p \cdot \dot{\theta}_p} \\ &= \frac{c_m L_m A_m \dot{\theta}_m}{c_p L_p A_p \dot{\theta}_p} \\ &= \frac{1}{n^3} \times \frac{c_m}{c_p} \times \frac{T_p}{T_m} \end{aligned} \quad (5-5-11)$$

地盤反力によるモーメント比 r_e は式(5-5-12)で表される。

$$\begin{aligned}
 r_c &= \frac{K_m \cdot \theta_m}{K_p \cdot \theta_p} \\
 &= \frac{k_m \varepsilon_m L_m A_m \theta_m}{k_p \varepsilon_p L_p A_p \theta_p} \\
 &= \frac{1}{n^3}
 \end{aligned}
 \tag{5-5-12}$$

そして転倒モーメント r_m の比は式(5-5-13)で表される。

$$\begin{aligned}
 r_m &= \frac{F_m}{F_p} \\
 &= \frac{m_m L_m g_m}{m_p L_p g_p} \\
 &= \frac{\rho_m L_m^4 g_m}{\rho_p L_p^4 g_p} \\
 &= \frac{1}{n^4} \times \frac{g_m}{g_p}
 \end{aligned}
 \tag{5-5-13}$$

ここで、式(5-5-10)、(5-5-11)、(5-5-12)、(5-5-13)に示すモーメントの比が全て等しくなるためには式(5-5-14)の関係が成り立たなければならない。

$$r_i = r_c = r_e = r_m \tag{5-5-14}$$

式(5-5-10)、(5-5-11)、(5-5-12)、(5-5-13)を式(5-5-14)に代入すると、次の条件式が導かれる。

$$\frac{T_m}{T_p} = \frac{1}{n} \tag{5-5-15}$$

$$\frac{c_m}{c_p} = n \tag{5-5-16}$$

$$\frac{g_m}{g_p} = n \tag{5-5-17}$$

模型に n 倍の重力と地盤に n 倍のダンピング係数を与えると、現象は $1/n$ の時間で再現される。長さの次元も $1/n$ となる。従って、速度(v)は式(5-5-18)の成立が必要条件となる。すなわち、模型の走行速度(v)は実物のそれと等しく与える必要がある。

$$\frac{v_m}{v_p} = 1 \tag{5-5-18}$$

なお、本実験では土の粘性を n 倍とする人工的な調整

は施していない。しかし、地盤に働く接地圧力を降伏支持力以下のレベルに制御することにより、ダンピングが運動に与える影響は少なくなった。

履帯から地盤に働く接地圧力(q_a)に対すると極限支持力(q_u)の比を支持力安全率(F_s)と定義した。遠心場走行実験では模型地盤の q_u の値を材料の種類を変えることによって、すなわちウレタンの種類とロームの締固め圧力を変えることにより調整した。また q_u の値は遠心加速度の値を変えることにより調整した。なお、くい打機の安定特性は規模が異なっても基本的に同一と見なされるため、異なる遠心加速度を与えた実験の結果は比較可能なものと仮定した。

遠心場走行実験の実験コードは以後、付加質量の搭載位置が高さ 835mm を「上」、515mm を「中」と表示する。また走行速度はモーターの設定回転数により表示を区別し 25000rpm の場合の約 35cm/sec を「普通」、15000rpm の約 20cm/sec を「低速」と呼ぶ。 F_s は支持力安全率の目安である。後述する不確実性を考慮した危険性の解析では、各実験毎に計測した載荷圧力(q_a)と極限支持力(q_u)の関係から求めた F_s を用いた。遠心場走行実験の一覧は後述する第 8 章の表 8-5-1 から表 8-5-3 に示した。

5.6 参考文献

- 1) 堀智仁, 玉手聡, 末政直晃, 伊藤達彦: 杭打ち機械模型の作為製と遠心場走行実験, 第 43 回地盤工学研究発表会平成 20 年度発表講演集 CD-ROM, pp.43-44, 2008.
- 2) 伊藤和也, 玉手聡, 豊澤康男, 堀井宣幸: 新遠心模型実験装置(NIIS-Mark II Centrifuge)の開発, 産業安全研究所研究報告, NIIS-RR-2005, pp.57-74, 2006.
- 3) 労働調査会: 安衛法便覧 II 平成 19 年度版, pp.512-516, 2008.
- 4) (社) 日本材料学会: ソイルミキシングウォール (SMW) 設計施工指針 (改訂版), 2002.
- 5) 前田周吾, 末政直晃, 片田敏行, 堀智仁, 玉手聡:

自走式くい打機の遠心模型実験に関する一考察, 第5回地盤工学会関東支部発表会(Geo-kanto2008)発表講演集, pp.145-148, 2008.

- 6) 玉手聡, 堀智仁: 工事現場の支持力変動がくい打機の自走時揺動に与える実験的考察, 建設機械, Vol.46 No.11, pp.35-42, 2010.
- 7) 玉手聡, 堀智仁: 走行地盤の起伏とくい打機の揺動に関する実験的解析, 安全工学シンポジウム 2010 講演予稿集, pp.446-449, 2010.
- 8) 前田周吾, 末政直晃, 片田敏行, 堀智仁, 玉手聡: 自走するくい打機の揺動と接地圧力に関する遠心模型実験—その1: 実験手法と揺動解析—, 第44回地盤工学研究発表会平成21年度発表講演集 CD-ROM, pp.1221-1222, 2009.
- 9) 堀智仁, 玉手聡, 前田周吾, 末政直晃: 自走するくい打機の揺動と接地圧力に関する遠心模型実験—その2: 履帯に作用する接地圧力の変動—, 第44回地盤工学研究発表会平成21年度発表講演集 CD-ROM, pp.1223-1224, 2009.
- 10) 玉手聡: 移動式クレーンの安定設置に必要な地盤の支持力要件, 産業安全研究所安全資料, NIIS-SD-No.22, pp.45-60, 2006.

6 自走挙動の実験的考察

くい打機が自走する際の不安定さに着目して、その挙動を遠心場走行実験により調査した。本実験ではくい打機の小型模型を遠心力場で走行させ、機体の揺動と走行地盤に働く接地圧力を実測した。

実験では地盤支持力のバラツキと起伏による影響と、機体の安定度による影響を調査した。本章では実験の代表的な結果を例示し、特徴的な応答を解説する。

6.1 収録データの基本解析

6.1.1 解析対象データ

図 6-1-1 は実験における時刻歴応答の一例を示す。経過時間(t_m)が 1.4 秒付近において変位が増加を示している。これは模型が走行を開始したことを意味する。タンブラ中心距離は 140mm であり、走行距離が 140mm 以上の時に履帯全体が走行地盤上に位置する。この時までには速度は約 30cm/sec に加速している。その後、定常走行に移り、 $t_m=3.4$ sec の時に容器端へ到達している。

応答加速度には走行中の機体の揺れが現れている。また、車軸荷重は FS が大きな値を示している。本研究では、走行速度が一定となる走行距離 150mm 以降のデータを解析対象とした。

6.1.2 応答加速度のデータ整理

応答加速度の計測値は実大スケールに換算した後、電気的なノイズを除去するために実大換算 2Hz のローパスフィルターを施した。高速フーリエ変換による周波数解析を行い自走時の揺動を調べた。

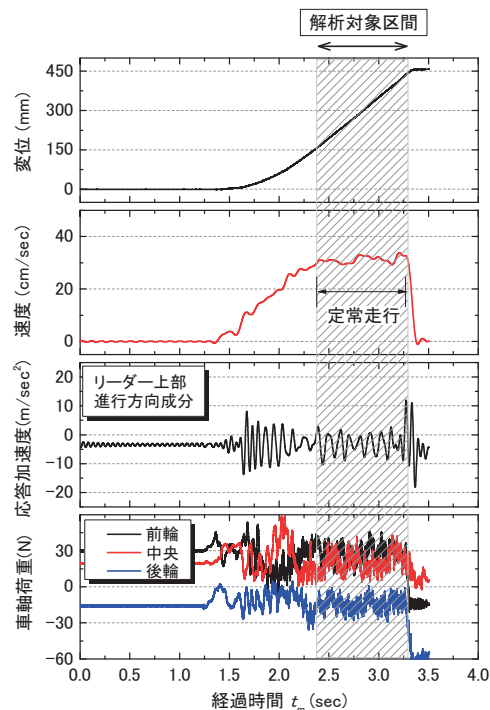


図 6-1-1 実験結果の例

6.1.3 車軸荷重のデータ整理

全車軸に作用する荷重を実測し、さらにその値を有効面積で除して接地圧力を求めた。ここで、有効面積とは、接地長さ \times 履帯幅の積とした。各車軸の名称とその接地長さを写真 6-1-1 に示す。履帯模型の全接地長さ、すなわちタンブラ中心間距離は 140mm であり、各車軸の間隔は 35mm である。前輪 (FR) および中央 (CR)、後輪 (RR) については接地長さを 35mm とし、FS と RS については 17.5mm とした。また、本研究では、全接地圧に対する各車軸の接地圧の比を、圧力分担率(R)と定義した。

走行挙動の計測は、高速度ビデオカメラで記録した動画をを用いて解析を行った。くい打機の模型のリーダーと本体の 10 箇所には、解析用のマーキングを施した。

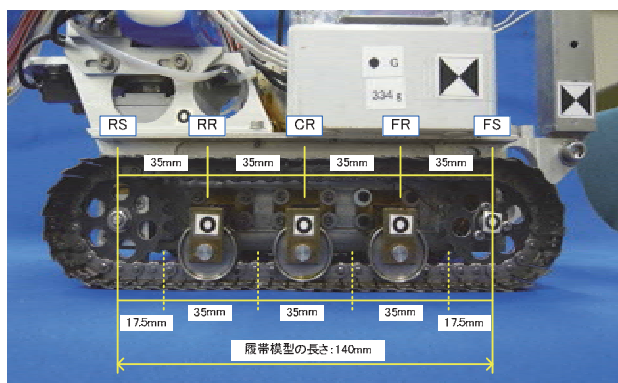


写真 6-1-1 各車軸の接地長さ

6.1.4 高速度ビデオカメラのデータ整理

写真 6-1-2 に解析に用いたマーカーを示す。挙動解析ではレンズの光学的な歪補正を施した後に、機体の傾斜角と前輪(FS)の沈下量を求めた。

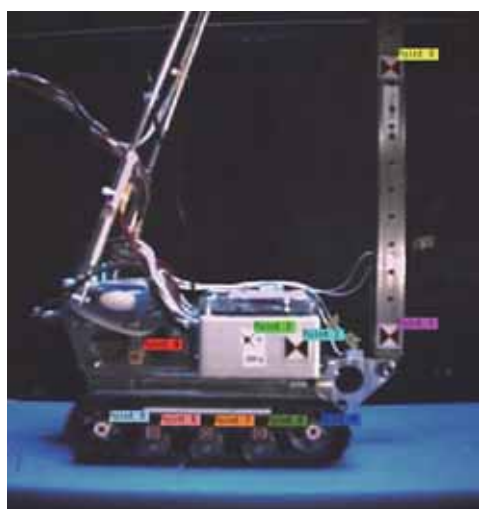


写真 6-1-2 小型模型に配置したマーカー

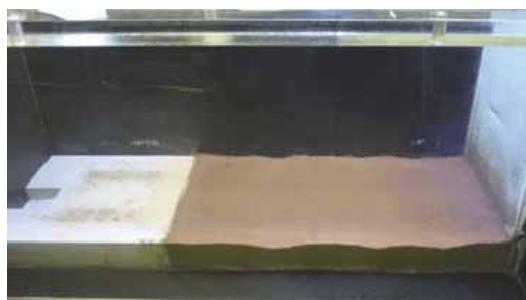
6.2 関東ロームの模型地盤における起伏の指標化

本研究では、関東ロームを用いて写真 6-2-1 に示すような起伏を有する模型地盤を人工的に作製し、くい打機の模型を走行させた。この起伏を有する模型地盤(UN シリーズ)の作製に関する詳細は第 5 章に譲る。

この実験では地盤起伏の指標化¹⁾を新たに検討した。本

項ではこの指標化の方法を述べる。

本研究では地表面スキャナー装置を用いて模型地盤の起伏を計測した。写真 6-2-2 はその装置による計測の様子を示す。地表面の起伏は写真 6-2-3 に示すようにレーザー変位計を一定速度で移動させて計測した。



1) 横から見た起伏地盤



2) 進行方向に対して見た起伏地盤

写真 6-2-1 関東ロームを締固めて作製した起伏を有する模型地盤

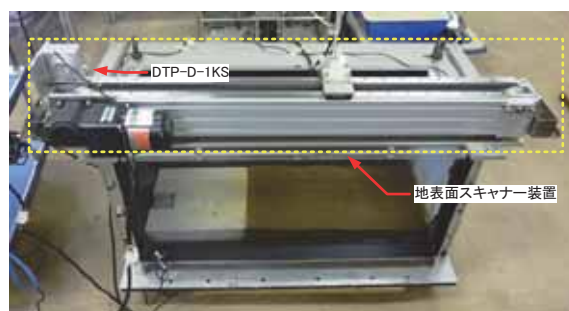


写真 6-2-2 地表面スキャナーを走行ボックスに搭載した様子

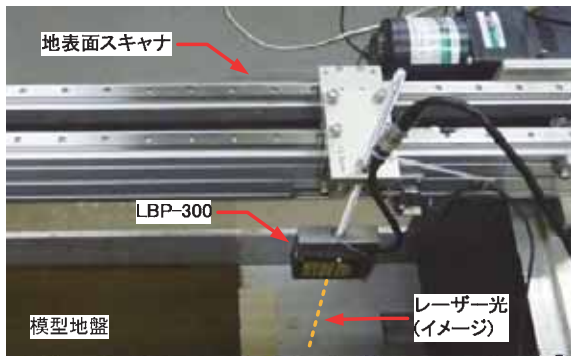


写真 6-2-3 地表面スキャナーに取り付けられたレーザー変位計(LB-300)

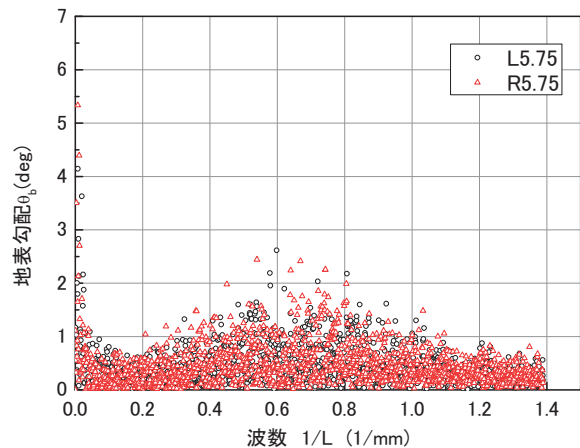


図 6-2-2 走査距離と起伏の関係から算出した地表勾配と波数の分布(実験 GL_100107)

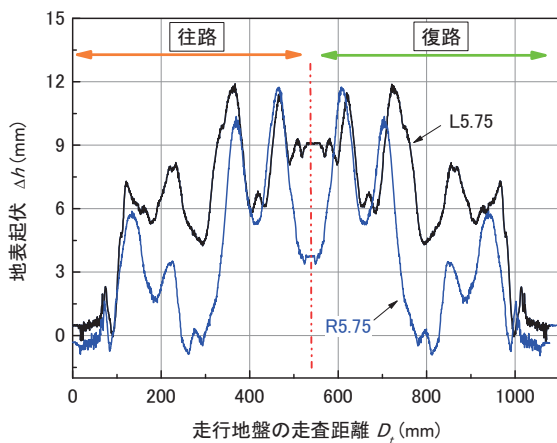


図 6-2-1 走行地盤の走査距離と起伏の関係(実験 GL_100107)

図 6-2-1 は計測した地表起伏(Δh)と走行地盤の走査距離(D_t)の関係を示す。 Δh は待機地盤の高さを基準とした起伏であり、沈下を正とする。スキャンは走行地盤を往復するように実施しており、復路の走査距離は累積値である。図中に示した2つの曲線L5.75とR5.75は左右の履帯が走行する位置である。

図 6-2-2 は先の図 6-2-1 に示した D_t と Δh の関係を FFT 解析²⁾した結果である。この解析では式(6-2-1)に示す波数 ($1/L$) と振幅(a_p) の関係を、 D_t に対する周期的な成分に分解して、 $1/L$ と a_p の関係を得た。

$$\Delta h = a_{p1} \sin \frac{2\pi}{L_1} D_t + a_{p2} \sin \frac{2\pi}{L_2} D_t + \dots + a_{pn} \sin \frac{2\pi}{L_n} D_t \quad (6-2-1)$$

次に、式(6-2-1)を距離 D_t に対して微分すると、式(6-2-2)のような傾きの関係が得られる。

$$\frac{d(\Delta h)}{d(D_t)} = 2\pi \frac{a_{p1}}{L_1} \cos \frac{2\pi}{L_1} D_t + 2\pi \frac{a_{p2}}{L_2} \cos \frac{2\pi}{L_2} D_t + \dots + 2\pi \frac{a_{pn}}{L_n} \cos \frac{2\pi}{L_n} D_t \quad (6-2-2)$$

ここで、各波長について傾きが最大となるのは余弦成分が1となる時である。 n 次の波に対する最大傾斜角を地表勾配(θ_{bn})と呼び、 θ_{bn} は式(6-2-3)により求められる。図 6-2-2 はこの θ_{bn} と波数($1/L_n$) の関係をプロットしたものである。

$$\theta_{bn} = 2\pi \frac{a_{pn}}{L_n} \quad (6-2-3)$$

ここで、解析対象とする L の範囲は図 6-2-3 に示すように、前車軸と機体の重心の間の水平距離(G_x)との関係から決定した。式(6-2-4)は対象波長と G_x の関係を示す。

$$G_x < \frac{L_n}{2} \quad (6-2-4)$$

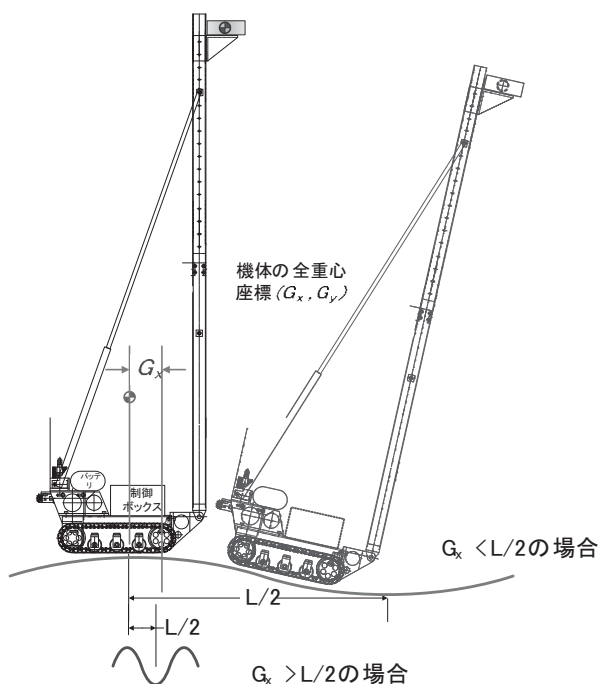


図 6-2-3 地表勾配を考慮する地盤の起伏波長(L)と水平重心(G_x)の関係

付加質量の搭載位置が上(835mm)で安定度が 10 度の場合は、 G_x が約 40mm である。従って、地表傾斜を考慮する波数(1/L)は約 0.0122 以下となる。

$$\frac{1}{L} < \frac{1}{2G_x} = \frac{1}{82} = 0.0122 \quad (6-2-5)$$

図 6-2-2 から 1/L が 0.0012 以下にある L5.75 と R5.75 の値について範囲を拡大して図 6-2-4 に示す。 θ_b の値は 1 度付近に多く分布が見られるが、その最大値は約 5.3 である。

図 6-2-5 は θ_b の値を統計処理して求めた頻度分布を示す。 θ_b は 0 から 1 度の間に最も多く分布している。各 θ_b とその頻度の積を加算して得られる値を平均勾配(θ_{bn})と定義すると、本事例では $\theta_{bn}=1.34$ 度である。従って、その変動係数は 0.98 となる。この θ_{bn} に対する機体の安定度(θ_a)の比を傾斜安全率(F_t)と定義する。

$$F_t = \frac{\theta_a}{\theta_{bn}} \quad (6-2-6)$$

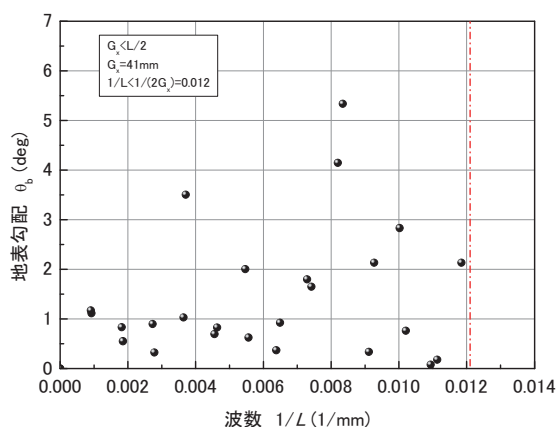


図 6-2-4 走査距離と起伏の関係から算出した最大傾斜角と波数の分布(実験 GL_100107)

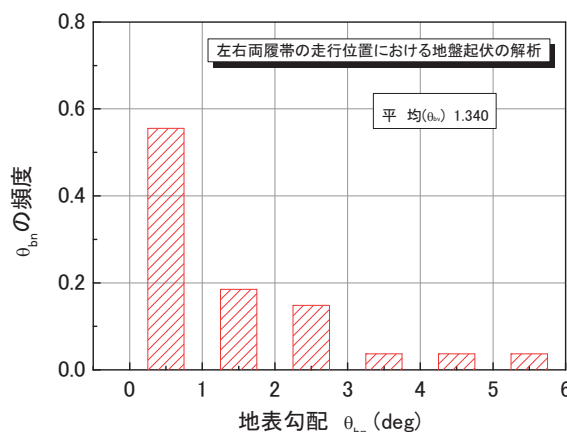


図 6-2-5 地表勾配(θ_b)の頻度分布(実験 GL_100107)

6.3 履帯に作用する理論接地圧

(1) JIS による理論接地圧

日本工業規格では JIS A 8509-1 において、くい打機の安定性及び接地圧の計算方法を規定している³⁾。くい打機の履帯面上に生ずる载荷圧力分布の種類とその最大値(σ)の計算方法を、表 6-3-1 に示す。

表 6-3-1 载荷圧力の分類と最大圧力の関係式

集中荷重による 载荷圧力分布	集中荷重 P の作用 位置	载荷圧力の最大値 (σ_2)と最小値(e)
	$e=0$ 中間に P	$\sigma_1 = \sigma_2 = P/bd$
	$e < d/6$	$\sigma_1 = \frac{P(1-6e/d)}{bd}$ $\sigma_2 = \frac{P(1+6e/d)}{bd}$
	$e = d/6$	$\sigma_1 = 0$ $\sigma_2 = 2P/bd$
	$e > d/6$ $c = d/2 - e$	$\sigma_2 = 2P/3bc$
	$e = d/3$	$\sigma_2 = 4P/bd$

载荷圧力の分布は機体重心の水平偏心量(e)と履帯の接地長さ(d)との相対的な関係に基づいて5つに分類されている。 σ_2 の値は、 e の増加に伴って大きくなる。なお、設置条件については、構造規格と同様に水平で堅固な地盤が仮定されている。地盤に沈下が生じると機械は傾斜し、転倒モーメントは増加する。その結果、 σ_2 も増加する。従って、JIS は理想的な支持地盤に対する設置を前提に、接地圧力の最低基準値を示している。

(2) 圧力分担率の理論値の算出方法

遠心場走行実験で与えた5と10度の安定度の時には重心が $e > d/6$ となり、履帯の接地圧力は図 6-3-1 に示す三角形分布となる。その最大接地圧(σ_2)は式(6-3-1)で求められる。

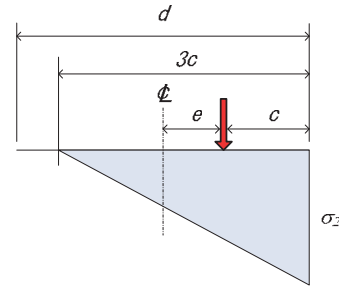


図 6-3-1 履帯に作用する接地圧分布

$$\sigma_2 = \frac{2P}{3cb} \quad (6-3-1)$$

$$c = d/2 - e \quad (6-3-2)$$

ここで、 P はくい打機の総重量のうち片側の履帯に働く荷重であり、 b は履帯の幅、 d は履帯の接地長さである。式(6-3-2)を式(6-3-1)に代入し、式(6-3-3)を得る。

$$\begin{aligned} \sigma_2 &= \frac{2P}{3(d/2 - e)} \\ &= \frac{2P}{3bd \left(\frac{1}{2} - \frac{e}{d} \right)} \end{aligned} \quad (6-3-3)$$

式(6-3-3)の両辺を P/bd で除して無次元化すると、圧力比(σ_2^*)が式(6-3-4)の通り得られる。

$$\sigma_2^* = \frac{2}{3 \left(\frac{1}{2} - \frac{e}{d} \right)} \quad (6-3-4)$$

図 6-3-2 の斜線部で示した全接地圧(T_{PA})を式(6-3-5)で算出する。この図において各車軸が分担する面積と T_{PA} の比が圧力分担率の理論値となる。

$$T_{PA} = \frac{2}{3(d/2 - e)} \times \frac{3c}{2} \quad (6-3-5)$$

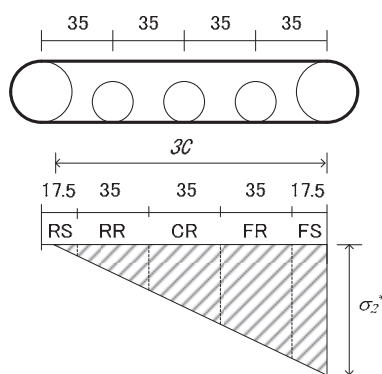


図 6-3-2 圧力分担率の算出法

6.4 均質平坦地盤 ($F_s=1.5$) における実験

本節では代表的な走行条件を示し機体揺動の特徴を述べる。ウレタンフォームで模擬した地盤の走行挙動を述べる。ウレタン地盤は支持力のバラツキが少なく、表面は平坦な条件の再現に用いた。

くい打機の模型の目標接地圧(p_m)は、ウレタンフォームの極限支持力(q_u)を短期的な安全率 ($F_s=1.5$) で除した値に設定し、支持条件が弾性範囲となるように接地圧力を調整した。使用したウレタンフォームはUF-1(第5章参照)であり、その q_u は 100kPa である。従って、 p_m は遠心加速度を増減させて 66kPa に調整した。

6.4.1 実験結果 (実験名称: 2009Mobile_1104D03)

小型模型に 10 度の安定度を与え、遠心場走行実験^{4,5)}を行った。図 6-4-1 は自走時における挙動の時刻歴を示す。付加質量を上部に搭載し、モーターの最大回転数は 25000rpm に設定した。経過時刻が約 30 秒の時にほぼ 30cm/sec の一定速度で定常走行に推移している。

図 6-4-2 は定常走行において発生した機体の応答加速度を示す。振幅はリーダー上部の Acc1 が最も大きく、揺動は下部から上部に向かって増幅している。

図 6-4-3 は揺動の周波数分布を示す。ピークが 0.6 から 0.8Hz 付近に現れており、機体は長周期的な揺動を伴って

自走していることがわかる。なお、0Hz 付近に見られる振幅スペクトルの増加は、沈下によって生じた機体の一定傾斜である。

図 6-4-4 に小型模型の車軸荷重から求めた圧力分担率 (R_e)と相対頻度(I_d)の関係を示す。 I_d のピークにおける R_e の値は FS(前軸)が最大であり、次いで FR(前補助輪),

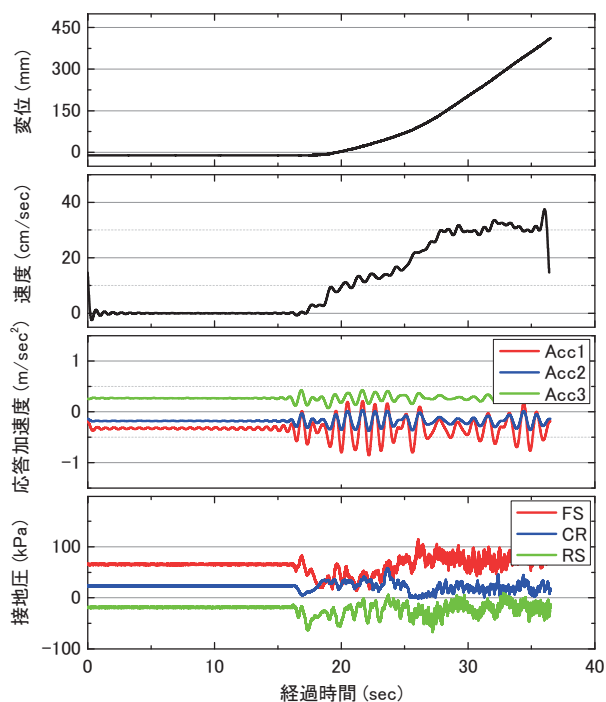


図 6-4-1 くい打機の自走時における挙動一覧

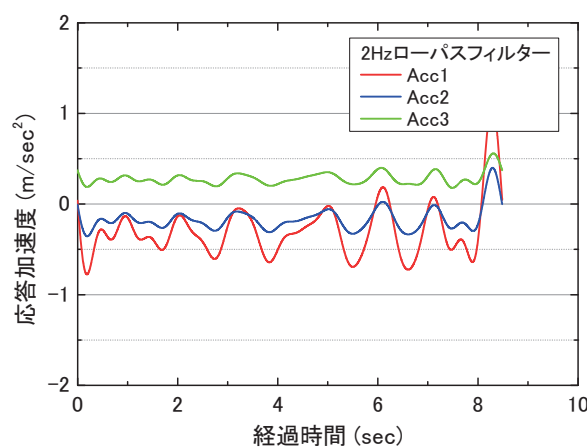


図 6-4-2 機体の揺動による応答加速度

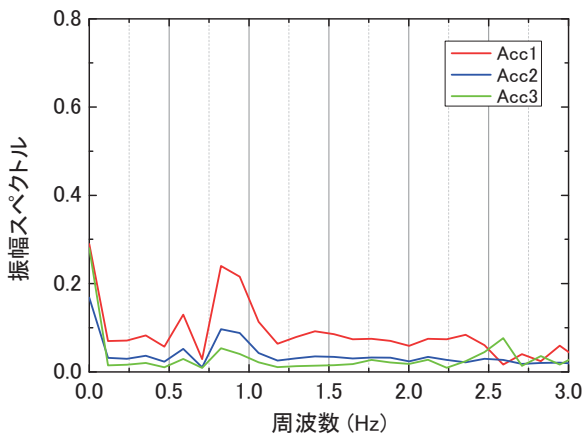


図 6-4-3 揺動の周波数分布

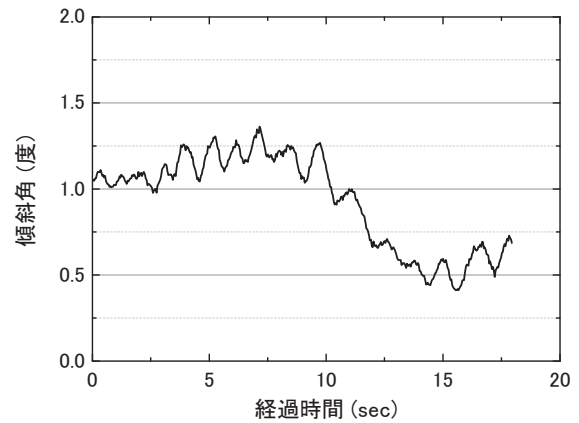


図 6-4-6 自走時における傾斜角の推移

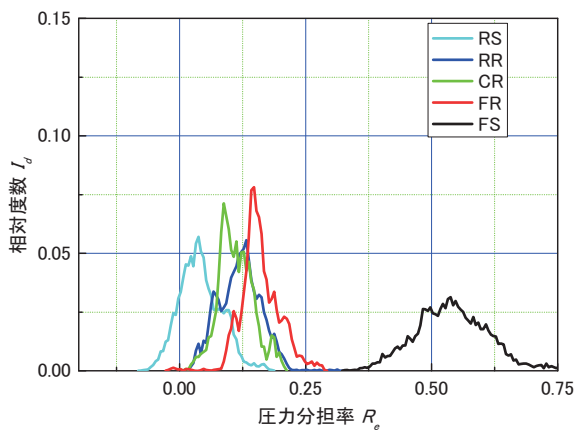


図 6-4-4 圧力分担率の頻度分布

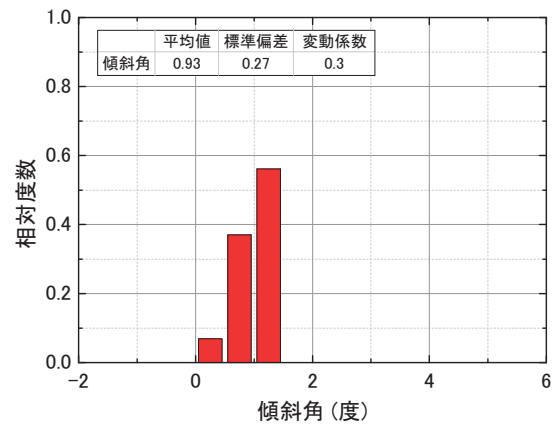


図 6-4-7 自走時傾斜角の度数分布

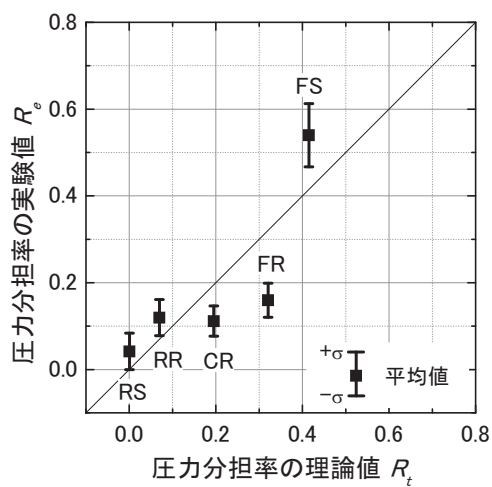


図 6-4-5 圧力分担率の理論値と実験値の比較

CR(中補助輪), RR(後補助輪), RS(後軸)の順となっている。各軸の I_d の分布形状を比較すると、FSの R_e が最も広く分布し、応答はばらついている。

図 6-4-5 に圧力分担率の理論値と実験値の比較を示す。各車軸における実験値の平均値はほぼ理論値に一致しているが、その標準偏差は最大荷重が生じる FS において最も大きい。

図 6-4-6 はハイスピードカメラで撮影した動画を画像解析して求めた傾斜角の推移を示す。図 6-4-7 は傾斜角の度数分布をそれぞれ示す。平均値は 0.93 度であり、一定傾斜を中心に揺動していることがわかる。

6.5 均質平坦地盤 ($F_s=0.8$) における実験

くい打機が塑性的な支持状態にある地盤を走行した場合の挙動を、先と同じくウレタンフォーム地盤において検証した。くい打機の目標接地圧(p_m)はウレタンフォームの極限支持力(q_u)を安全率 $F_s=0.8$ で除した値とした。使用したウレタンフォームは UF-2 であり、その q_u はおよそ 45kPa である。従って、 p_m は 56kPa であった。

6.5.1 実験結果 (実験名称 : 2009Mobile_1106D01)

小型模型に 10度の安定度を与えて遠心場走行実験を行った。図 6-5-1 は自走時における挙動の時刻歴を示す。付加質量と自走速度の設定は先の実験と同じである。経過時間が 27 秒付近から速度は約 30cm/sec で一定となっている。

図 6-5-2 には揺動の応答加速度を示す。応答加速度は Acc1 が最も大きく、上方に向かって増幅している。

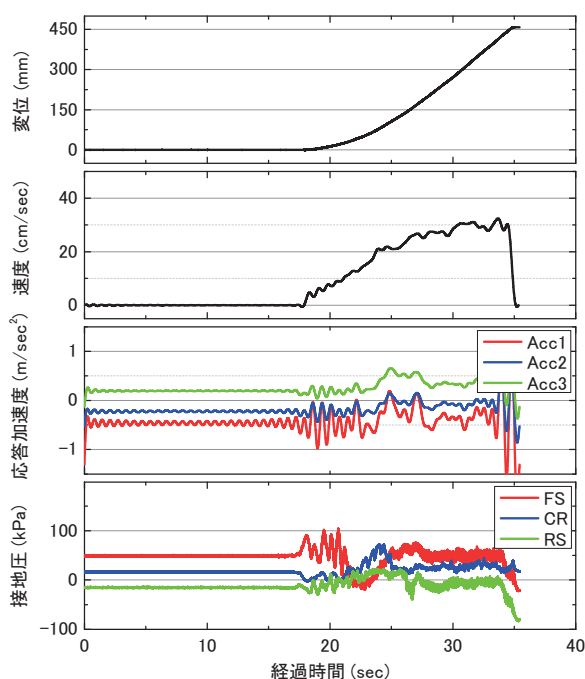


図 6-5-1 くい打機の自走時における挙動一覧

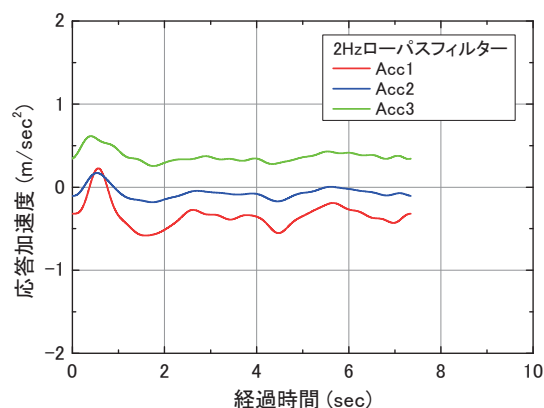


図 6-5-2 揺動の応答加速度

図 6-5-3 は揺動の周波数分布を示す。ピークは 0.4Hz 付近に見られ、先ほどの $F_s=1.5$ の場合に比べて揺動が長周期化している。また、0Hz における振幅スペクトルの値にも増加が見られる。これは F_s の減少による不同沈下の増加によって、機体傾斜が増加したことを意味する。

図 6-5-4 は圧力分担率の頻度分布を示す。 I_d がピークを示す R_e の値を比較すると FS, FR, CR, RR, RS の順に大きい。FS では R_e が広く分布し、値のバラツキは増加している。

図 6-5-5 に圧力分担率の理論値と実験値の比較を示す。実験値の平均はほぼ理論値に一致している。接地圧力が最大となる FS では標準偏差が最も大きい。

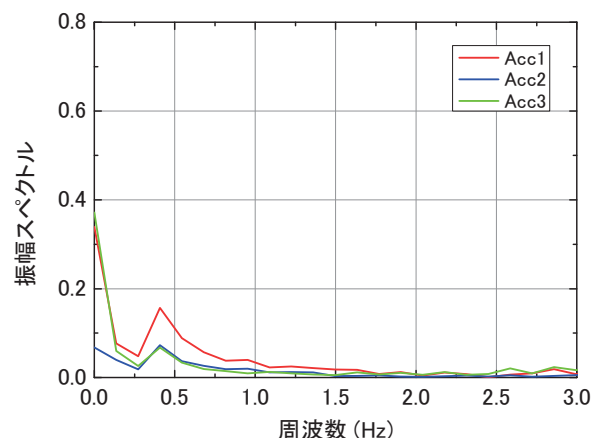


図 6-5-3 周波数解析結果

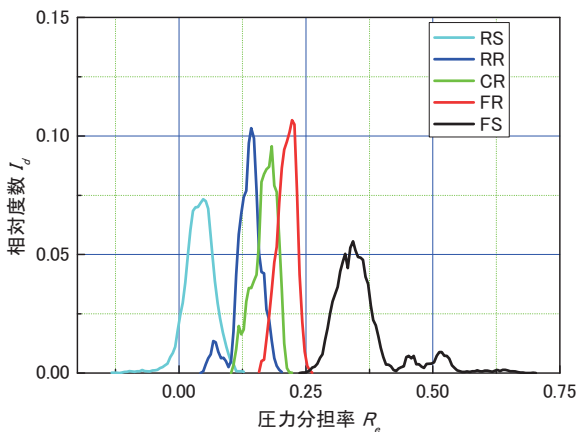


図 6-5-4 圧力分担率の頻度分布

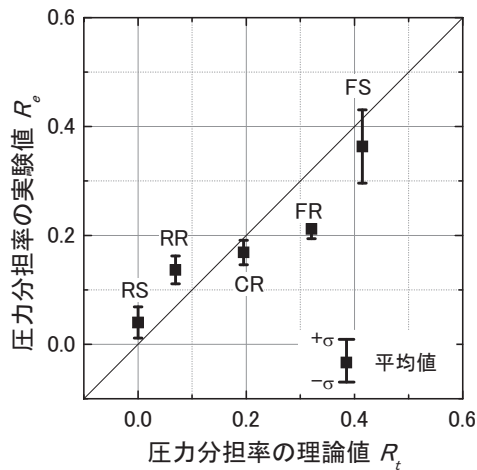


図 6-5-5 圧力分担率の理論値と実験値の比較

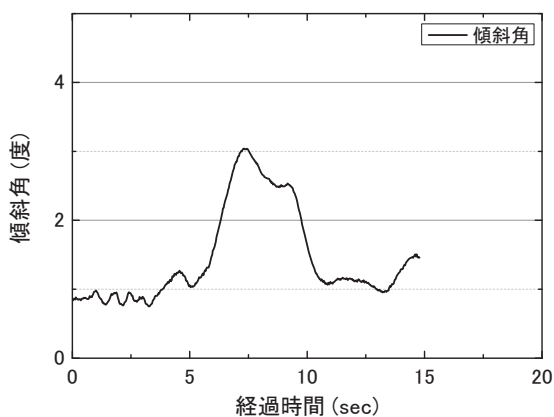


図 6-5-6 自走時における傾斜角の時刻歴変化

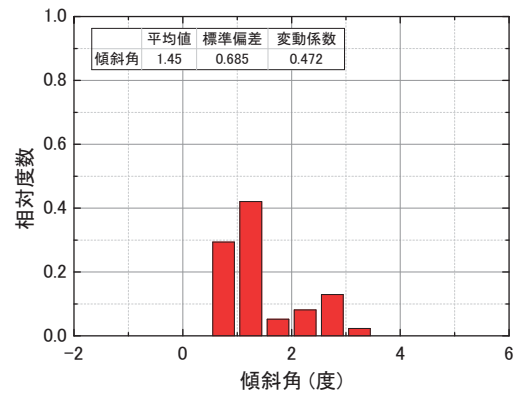


図 6-5-7 自走時における傾斜角の度数分布

図 6-5-6 は傾斜角の時刻歴を示す。機体はおよそ 1 度から 3 度の範囲で揺動し、様々な周期成分が見られる。

図 6-5-7 は傾斜角の度数分布を示す。先の $F_s=1.5$ 場合に比べて平均値が増加し、標準偏差の値も大きい。従って、 F_s の減少は機体の平均傾斜を増加させるとともに、その振幅も増加させることがわかった。

6.6 平坦均質な関東ローム地盤における実験

6.6.1 模型地盤

(1) 地盤の作製方法

関東ロームを締固めて平坦かつ均質な模型地盤を作製し、同様な走行実験を行った。この実験では先のウレタンフォームに比べて相対的に大きく生じる支持力の不均質さを再現した。模型地盤の作製方法の詳細は 5 章に譲るが、150kPa の静的締固め圧力を与え表面は平坦に仕上げた。

(2) 地表面起伏の計測

図 6-6-1 および図 6-6-2 に地表面起伏の計測結果を示す。 $x<60\text{mm}$ は待機地盤であり、 $x>60\text{mm}$ が走行地盤である。待機地盤と走行地盤の間には約 2mm の高低差があるが、これは作製上の誤差である。

$60\text{mm}<x<560\text{mm}$ の走行地盤においては進行方向に向

かつてわずかな傾斜は見られるものの、その最大高低差は3mm程度と少なく、模型地盤は概ね平坦に作製されている。

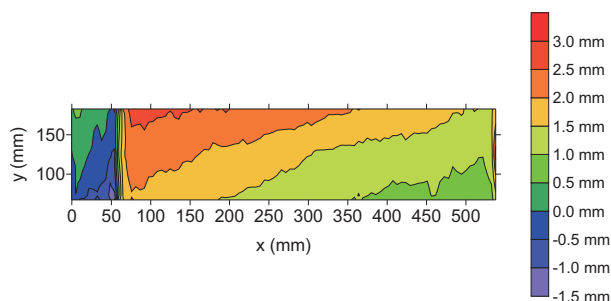


図 6-6-1 地表面起伏 (等高線図)

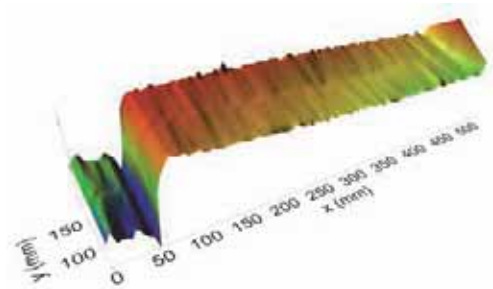


図 6-6-2 地表面起伏 (三次元プロット)

(2) ハンドベーン試験結果

図 6-6-3 にハンドベーン試験で計測された最大回転モーメント(M_B)から換算した土のせん断強度(τ_B)の度数分布を示す。走行地盤の中心付近では τ_B に若干の増加が見られる。これは締固めの際に実験容器の内壁面と土の間で生じた摩擦が、締固め効果を減少させた影響と見られる。

図 6-6-4 は τ_B の度数分布を示す。この分布は釣鐘型を呈しており、正規分布に類似している⁶⁾。平均値(μ)は73.2(N/m²)、標準偏差(σ)は12.8(N/m²)であり、変動係数(σ/μ)は0.175 と比較的小さい。

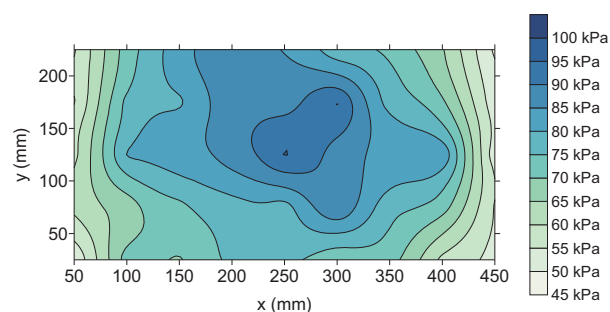


図 6-6-3 ハンドベーン試験結果

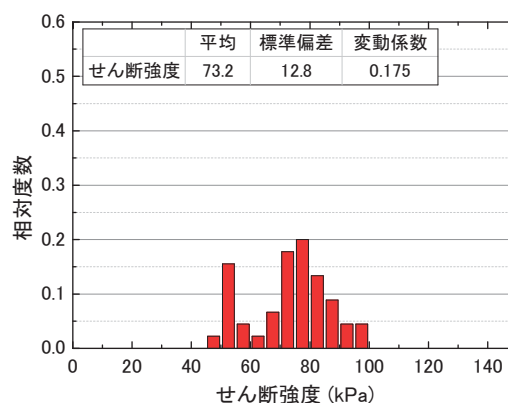


図 6-6-4 せん断強度の度数分布

6.6.2 実験結果 (実験名称 : 2009Mobile_1117D02)

支持地盤に対する接地圧力の平均 F_s に 3.8 を与え、先のウレタン地盤に比べて F_s が大きい条件で走行させた⁷⁾。安定度と走行速度の条件は先の2ケースと同じである。図 6-6-5 は自走時における挙動の時刻歴変化を示す。経過時間が 22 秒付近で最大速度に達し、約 30cm/sec でほぼ定常走行している。

図 6-6-6 には揺動の応答加速度を示す。波形の振幅には周期的な変化が見られる。振幅の最大値と最小値の差(波高)は Acc1 が最も大きく、先の結果に比較して増加している。

図 6-6-7 は揺動の周波数分布を示す。1.0Hz と 1.5Hz 付近にピークが見られる。支持力がバラついた地盤の走行では、揺動のピークがより明確に現れている。

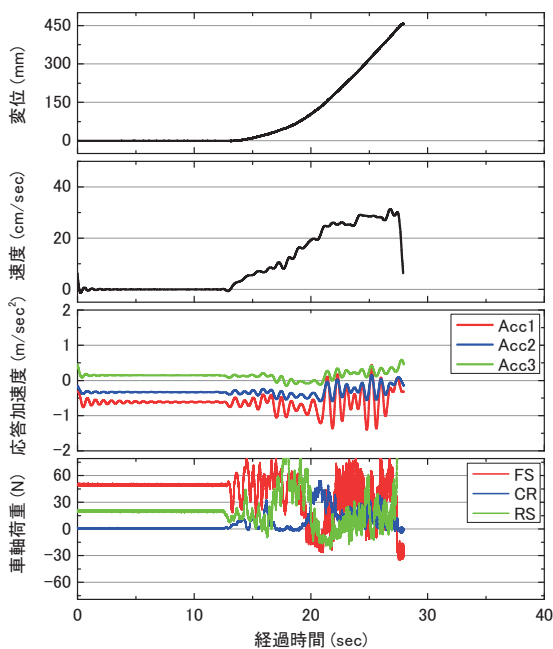


図 6-6-5 試験結果一覧

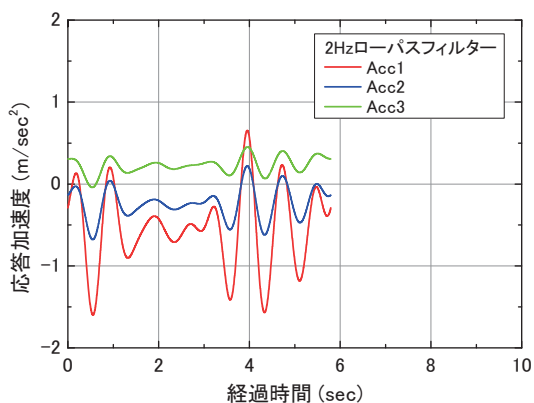


図 6-6-6 揺動の応答加速度

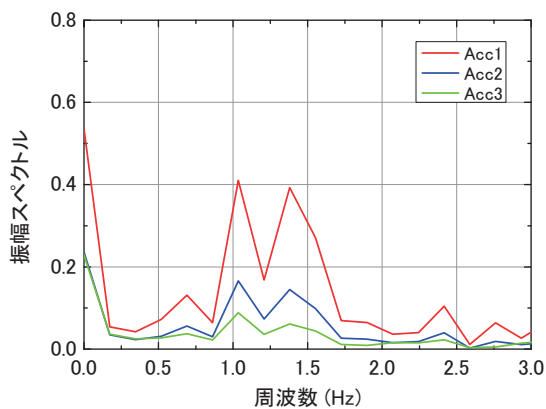


図 6-6-7 周波数解析結果

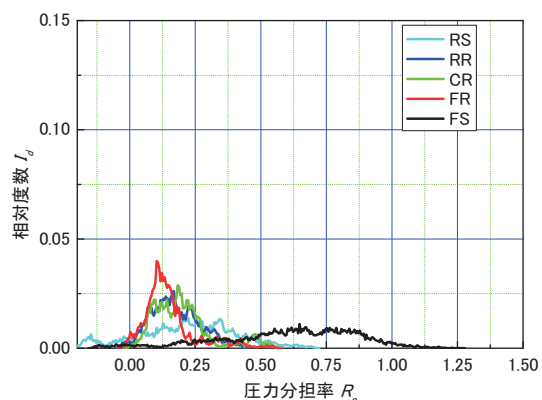


図 6-6-8 圧力分担率の頻度分布

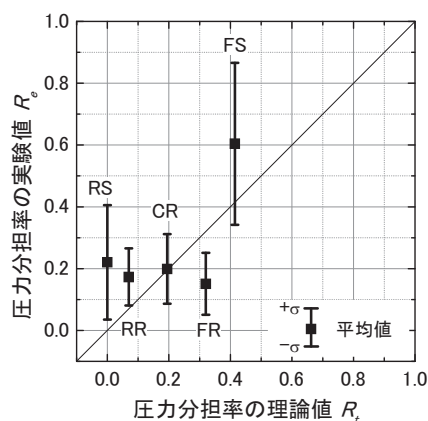


図 6-6-9 圧力分担率の理論値と実験値の比較

図 6-6-8 に圧力分担率の頻度分布を示す。FS の曲線は R_e が 0 から 1.2 までの広範囲に分布し、ピークが明確でない。これは接地圧力の値が大きくバラついていることを意味する。また後輪である RS においては値に大きな変動が見られる。支持力のバラツキ、すなわち変動係数の増加に伴って機体の揺動振幅が増加し、その結果、履帯を前後両端で支持する車軸に特に大きな荷重変動が生じたものである。

図 6-6-9 に圧力分担率の理論値と実験値の比較を示す。FS を除く R_e の平均値はおおむね理論値(R_f)付近に分布するものの、FS については R_e が R_f よりも約 1.5 倍大きい。接地圧力が最大となる FS の値は実務上の設計圧力であるが、 R_e の平均値に標準偏差を加えた値は R_f の 2 倍以上に達する。

図 6-6-10 は傾斜角の時刻歴を示す。揺動には長周期的で大きな変動と短周期的で小さな変動の重複が見られ、傾斜角はおよそ-0.5～1 度の範囲に分布している。

図 6-6-11 に傾斜角の度数分布をそれぞれ示す。平均値は 0.39 度であり、先の 2 つの実験に比べて小さい。これは F_s の増加によって沈下が減少した結果、平均傾斜も減少したためである。一方、傾斜角の標準偏差は 0.47 であり、支持力のバラツキの増加に伴って増加している。その結果、傾斜角の変動係数は 1.19 に増加している。従って、走行地盤における支持力のバラツキ増加は機体傾斜の変動を増加させることがわかった。

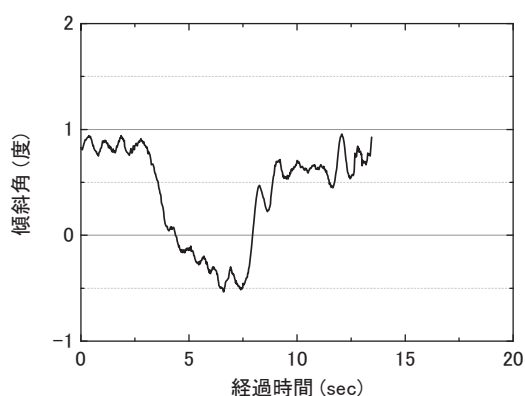


図 6-6-10 自走時傾斜角

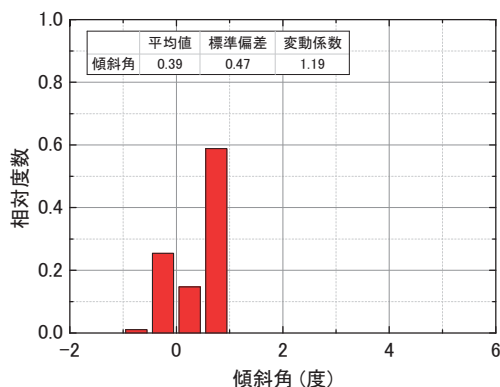


図 6-6-11 自走時傾斜角の度数分布

6.7 関東ロームの起伏地盤における実験

6.7.1 模型地盤

(1) 地盤の作製方法

本実験では起伏を有する均質な密度の地盤を再現し、走行挙動を調査した。この実験では関東ローム地盤の密度を均一化させるために、ビニールパックに充填した乾燥砂を表面に配置してサーチャージを与えた。これは地表に生じる不同沈下にサーチャージを追従させて、一定の上載圧を関東ロームに作用させるためであった。

起伏は進行方向に対して生じさせ、これに直交する方向については一様に作製した。すなわち、進行方向と鉛直方向の xz 軸に対して 2 次元的な起伏を分布させた。

作製方法の詳細は 5 章に譲り、図 6-7-1 に予備起伏の位置を示す。サーチャージによる載荷圧力は 150kPa となるよう遠心加速度を設定し、遠心力で地盤を締め固めた。

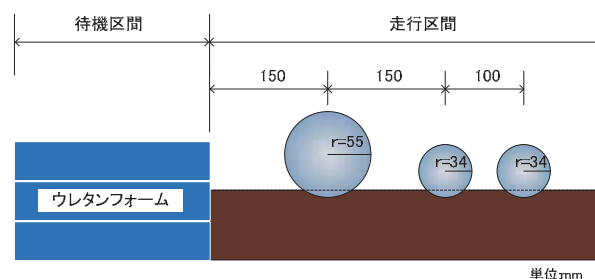


図 6-7-1 地盤作製方法の概要

(2) 地表面起伏の計測

地表面起伏の計測結果を図 6-7-2 および図 6-7-3 に示す。x=210, 360, 460mm 地点に窪みが確認できる。この窪みの高低差は約 10mm である。なお等高線図の x 軸の値には待機地盤の長さ 60mm が含まれている。従って、地盤の窪みは予備起伏によりコントロールできている。

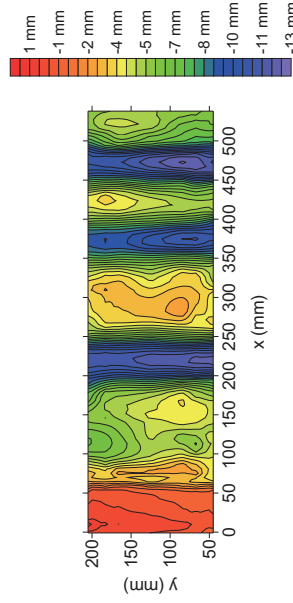


図 6-7-2 地表面起伏 (等高線図)

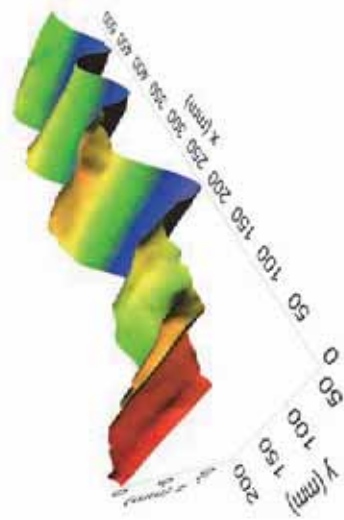


図 6-7-3 地表面起伏 (三次元プロット)

(3) ハンドベーン試験結果

図 6-7-4 にハンドベーン試験から得られた τ_b の分布を示す。x=150, 300, 400mmの部分にせん断強度の増加が見られ、予備起伏による影響が若干生じている。境界では容器内壁と土の間の摩擦により τ_b の低下も見られるが、走行路への影響は小さくほぼ一様と見なされる。

図 6-7-5 は τ_b の度数分布を示す。平均値(μ)は 83.6kPaであり、変動係数(σ/μ)は 0.106 である。この値は先のローム地盤の 7 割程度であり、この模型地盤では前ケースに比べて一様な支持力分布が再現されている。

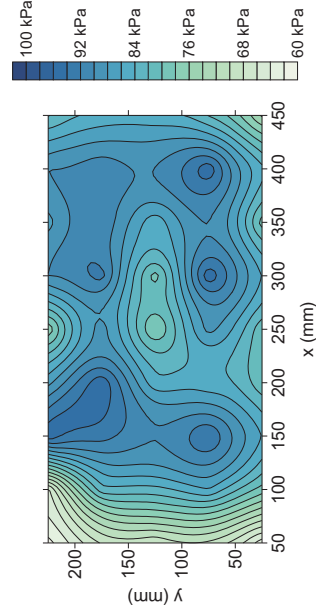


図 6-7-4 ハンドベーン試験結果

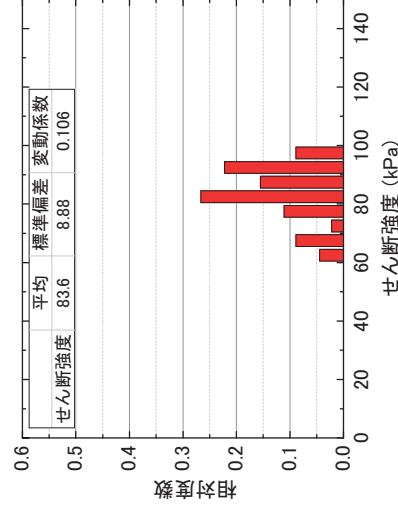


図 6-7-5 ハンドベーン試験の度数分布

6. 7. 2 実験結果 (実験名称 : 2010Mobile_0115D01)

先の 2009Mobile_1117D02 と同様に平均 F_s に 3.8 を与え、走行実験を行った。安定度と走行速度は前述の条件は同一である。図 6-7-6 は時刻歴の挙動を示す。経過時間が約 18 秒付近から定常走行に推移している。しかし、本ケースでは定常後に値の増減が見られる。平均速度は同じく 30cm/sec であるが、これに約 10cm/sec の増減を生じている。これは起伏した地盤を走行させために生じた速度の変動である。

図 6-7-7 は揺動による応答加速度を示す。定常走行中に 3 回の大きな揺動が見られる。これは模型地盤に存在する 3 つの起伏を通過したことに合致するものである。Acc1 における最大波高は先のローム地盤におけるその 3 から 4 倍に増加している。

図 6-7-8 に揺動の周波数分布を示す。値のピークが 0.6Hz と 1.0Hz 付近に見られる。地盤起伏を通過した影響と、くい打機の特徴性が相乗的に作用して揺動が増幅している。

図 6-7-9 は圧力分担率の頻度分布を示す。補助輪である RR, CR, FR の 3 つの応答は R_e が 0 付近で I_d のピークを示す。これは荷重がほとんど作用していないことを意味する。起伏地盤を走行する際には、前後両車軸(FS と RS)に荷重が集散的に作用するため、補助輪は地盤との接触が少なくなっている。

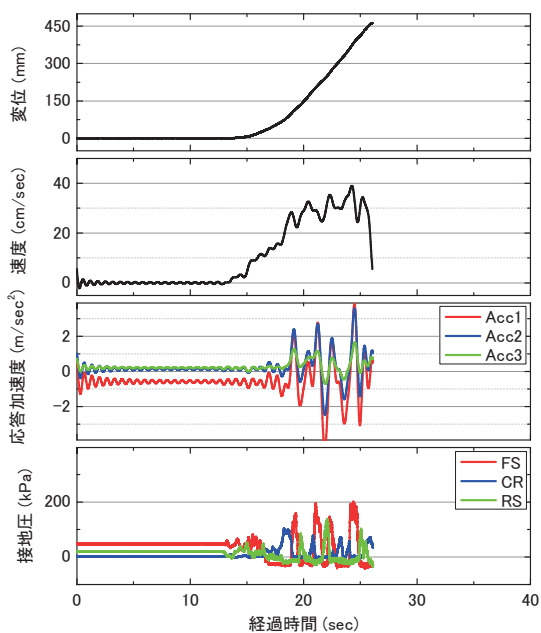


図 6-7-6 試験結果一覧

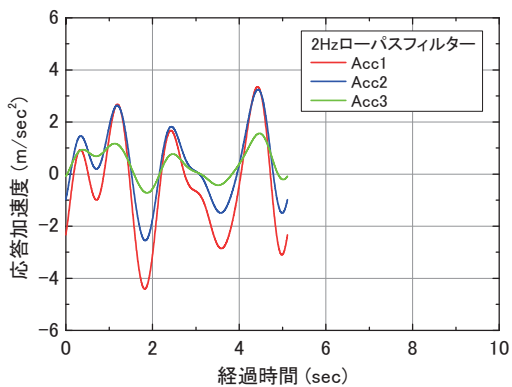


図 6-7-7 応答加速度

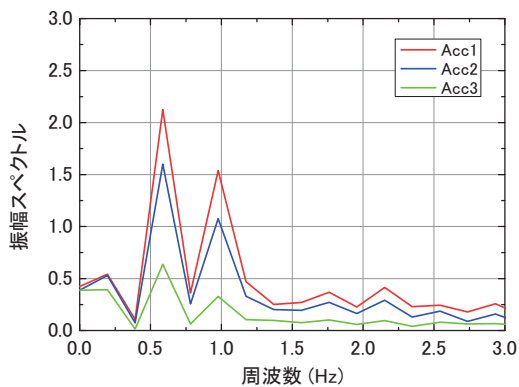


図 6-7-8 周波数解析結果

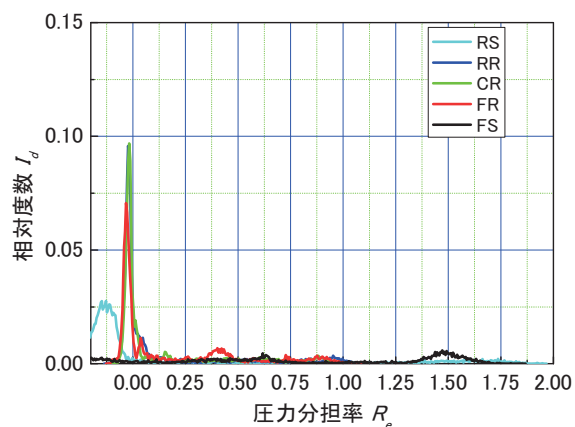


図 6-7-9 圧力分担率の頻度分布

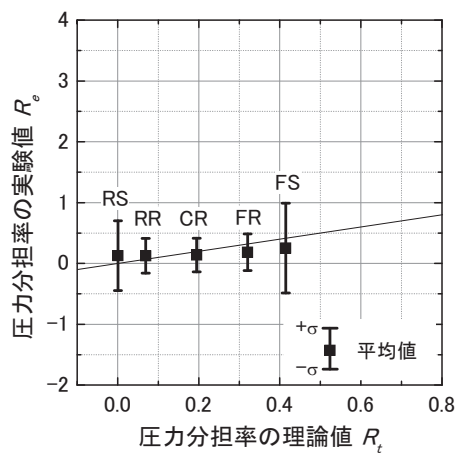


図 6-7-10 圧力分担率の理論値と実験値の比較

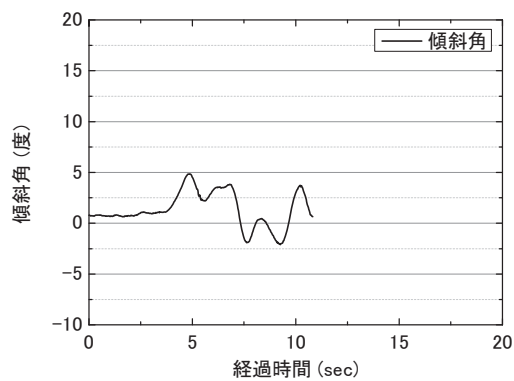


図 6-7-11 自走時傾斜角

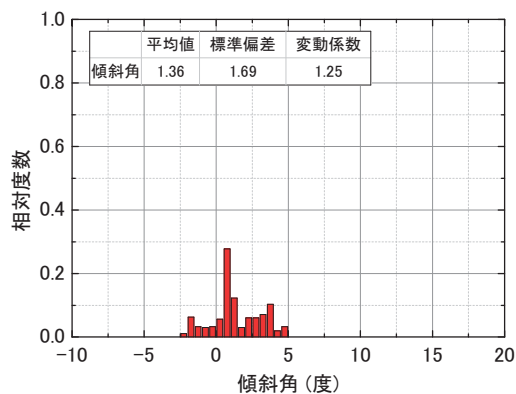


図 6-7-12 自走時傾斜角の度数分布

一方、FS と RS の値にはピークが見られず R_e は広範囲に分布している。これは揺動によって前後の車輪が地面との接触と浮き上がりを繰り返したためである。なお、RS では負の R_e において I_d のピークが生じた理由は浮き上がった後輪の自重がアームにぶら下がるように作用したためである。

図 6-7-10 は圧力分担率の理論値と実験値の比較を示す。各車軸の接地圧力について、実験による平均値はほぼ理論値付近に分布している。しかし、実験値の変動は先までの実験に比べて大きく、縦軸のスケールを拡大して示している。

図 6-7-11 は傾斜角の時刻歴を示す。自走中の揺動には大きな増加が見られ、-2.6 から 5 度の範囲に値が分布している。

図 6-7-12 は傾斜角の度数分布を示す。ピークは 0.75 に生じているが平均値は 1.36 であり、正の値に偏って分布している。標準偏差は 1.69 と大きく、この値は平坦均質地盤のその 3.6 倍である。従って、地盤起伏は揺動を増加させるため機体を不安定化させることがわかった。

6.8 まとめ

本章では遠心場走行実験の代表的な結果に基づいて、自走するくい打機の揺動とこれに関連した応答を述べた。

走行地盤をウレタンフォームと関東ロームの 2 種類の材料で模擬した。ウレタンフォームによる模型地盤では地面が平坦であり、かつ支持力の分布が均一となる理想的条件を再現した。この地盤を走行させた際のくい打機の揺動と接地圧力の変動を標準応答とし、支持力安全率の違い、支持力分布のバラツキ及び地表面起伏が応答に与える影響を比較した。

地盤表層の支持力状態を関東ロームで模擬した実験では支持力のバラツキと起伏を実測して評価し、その地盤を自走した際の挙動を解析した。その結果、支持力のバラツキと起伏はくい打機の揺動を増幅させ、これに伴って接地圧力の変動も大きくなることが明らかになった。

なお、くい打機の不安定性と安定設置に必要な条件の詳細な検討については第 8 章に述べる。

6.9 参考文献

- 1) 玉手 聡, 堀 智仁: 走行地盤の起伏とくい打機の揺動に関する実験的解析, 安全工学シンポジウム 2010 講演予稿集, 日本学術会議総合工学委員会, pp.446-449, 2010.
- 2) 南 茂夫: 科学計測のための波形データ処理, pp.140-165, 1992.
- 3) JIS A 8509-1 基礎工事機械—安全—第 1 部: くい打機の要求事項, 日本規格協会, 2007.
- 4) 前田周吾, 末政直晃, 片田敏行, 堀 智仁, 玉手 聡: 自走するくい打機の揺動と接地圧力に関する遠心模型実験—その 1: 実験手法と揺動解析—, 第 44 回地盤工学研究発表会, 2009.8, CD-ROM.
- 5) 堀 智人, 玉手 聡, 前田周吾, 末政直晃: 自走するくい打機の揺動と接地圧力に関する遠心模型実験—その 2: 履帯に作用する接地圧力変動—, 第 44 回地盤工学研究発表会, 2009.8, CD-ROM.
- 6) 越 昭三: 数理統計概論, 学術図書出版社, pp.2-28, 1983.
- 7) 前田周吾, 末政直晃, 玉手 聡, 堀 智仁: 地盤支持

力の平面的なバラツキがくい打機の自走時揺動に与える影響(その1), 土木学会第65回年次学術講演会, 2010.9, CD-ROM

- 8) 玉手 聡, 堀 智仁, 前田周吾, 末政直晃: 地盤支持力の平面的なバラツキがくい打機の自走時揺動に与える影響(その2), 土木学会第65回年次学術講演会, 2010.9, CD-ROM.

7 履帯基礎の支持力と敷鉄板の養生性能

くい打機の転倒事故を調査すると地盤養生の不備に原因が多く見られる。敷鉄板は接地圧力を減少させるために多く用いられるが、その使用法の違いによる養生効果の差についてはこれまであまり明確にされていない。

そこで本章では履帯と敷鉄板に対する荷重の偏心と支持力の関係ならびに敷鉄板の重複方法と圧力の分散効果について実験的な調査結果を述べる。

7.1 実験装置

本研究では一定速度の変位により荷重を与えられる載荷装置(AG-100kNIS)を実験に用いた(写真 7-1-1 参照)。この装置の最大負荷容量は 100kN(10tf)であり、変位速度は 0.0005~1000mm/min の範囲に設定することができる。

載荷荷重の計測には定格容量が 1kN(100kgf)でレンジが 4000 μ e の小型軽量型圧縮引張両用ロードセルを使用し、変位の計測には定格容量が 50mm でレンジが 10000 μ e の接触型変位計を用いた。



写真 7-1-1 荷重載荷装置(AG-100kNIS)の外観

履帯の前輪における載荷条件を模擬するため、写真 7-1-2 に示す載荷ロッドを用いた。先端が曲面となっている理由はティッピング状態における前輪での載荷状態を再現するためである。

写真 7-1-3 は履帯の支持力実験に用いた模型基礎を示す。材質はステンレス製であり寸法は幅 22mm、長さ 173mm、高さ 23mm である。また実大の敷鉄板(幅 1.5m、長さ 6m、厚さ 25mm)の 1/16 と 1/25 の二種類の模型を作製して、その分散効果に関する支持力実験に用いた。敷鉄板模型の寸法については後述する。

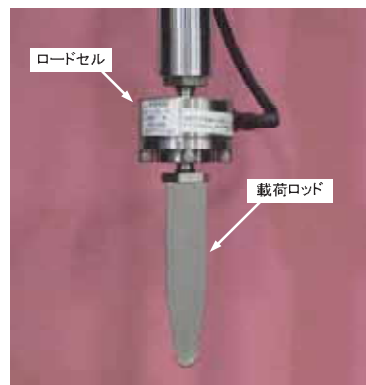


写真 7-1-2 載荷ロッド



写真 7-1-3 履帯基礎模型

7.2 履帯基礎の支持力に与える荷重偏心の影響

荷重の偏心が支持力に与える影響を調べるために、履帯基礎模型の中央より偏心量(e)を 10mm ずつ増加させて載荷試験を行った。試験の様子を写真 7-2-1 に示す。なお、試験は変位制御(載荷速度 0.5mm/min)で行った。

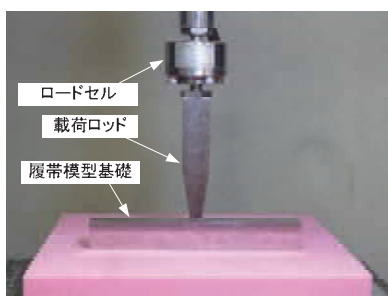


写真 7-2-1 履帯模型基礎の試験の様子

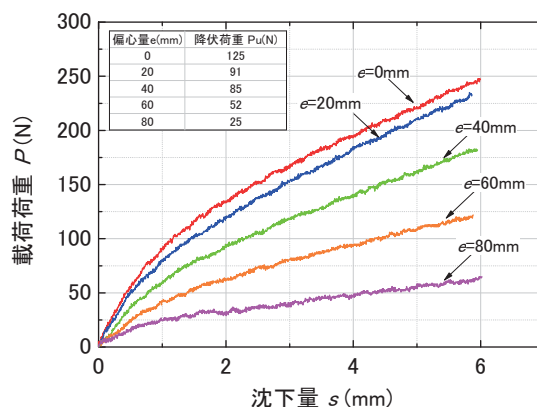


図 7-2-1 偏心量による載荷荷重への関係図

7.2.1 載荷荷重-沈下量関係

載荷荷重(P)と沈下量(s)の関係を図 7-2-1 に示す。図中に示した凡例は履帯基礎中央からの偏心量(e)を意味する。同一載荷荷重に対する沈下量を比較すると、 e の増加に伴って沈下量は増加している。

同一沈下量に対する P の値は、中央載荷となるCL(0cm)の場合に最も大きく表れている。 e の値が増加すると同一 s に対する P の値は減少を示し、偏心の増加に伴って地盤の支持力は低下することがわかった。

「基礎工事機械-安全-第1部: くい打機の安全要求」(JIS A8509-1: 2007)¹⁾は履帯の圧力分布と重心位置の関係を図 7-2-2 の通り示している。履帯基礎模型の全長が173mmであり、 $d/6=28.8\text{mm}$ である。従って、 $e>28.8\text{mm}$ では圧力分布が台形から三角形に変化する。すなわち、端部に圧力が集中する。従って、 e を20mm毎に増加させた曲線群において $e=40\text{mm}$ の下方移動が増加した原因は、 $e=28.8\text{mm}$ を境に圧力の集中が高まったためである。

7.2.2 荷重低減率と偏心量の関係

Meyerhofは幅 B の帯基礎に対して鉛直荷重を e の位置に作用させた場合に、載荷荷重が実質的に $B'=B-2e$ の部分で支持される考え方を提案している。以下、この方法で求めた解析値をMeyerhofの理論値²⁾と呼び、その概念を図 7-2-3 に示す。

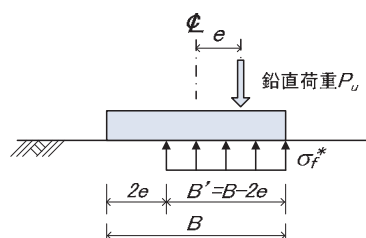


図 7-2-3 鉛直荷重が偏心した帯基礎の有効幅 B'

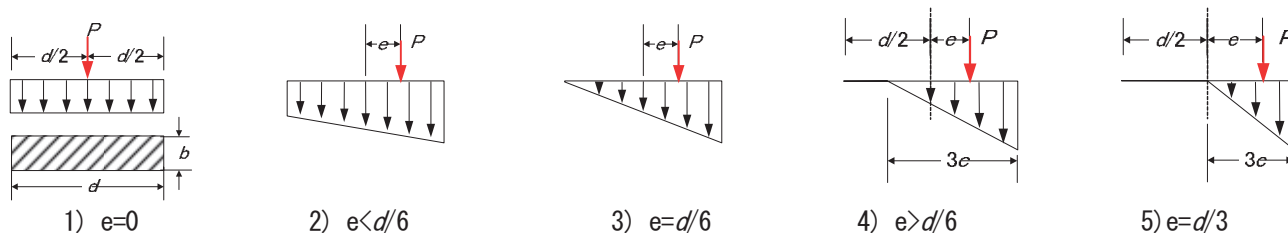


図 7-2-2 載荷位置と接地圧分布の関係

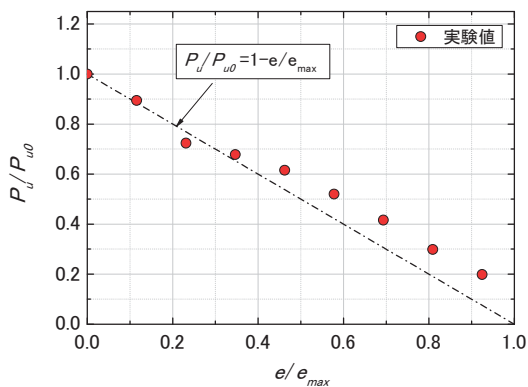


図 7-2-4 Meyerhof の提案式と実測値の比較

この理論では、地盤の極限支持力を極限鉛直圧(σ_f^*)と呼んでいる。 σ_f^* は地盤固有の値であり、荷重の偏心に左右されない。従って、鉛直荷重 P_u は式(7-2-1)で表される。

$$\begin{aligned} P_u &= \sigma_f^* (B - 2e) \\ &= (\sigma_f^* \cdot B) (1 - 2e/B) \\ &= P_{u0} \cdot (1 - 2e/B) \end{aligned} \quad (7-2-1)$$

ここで、 P_{u0} は荷重の $e=0$ の時の極限鉛直荷重である。最大偏心量 e_{max} は $B/2$ である。従って、極限荷重比(R_u)は式(7-2-2)によって得られる。

$$R_u = P_u / P_{u0} = 1 - e/e_{max} \quad (7-2-2)$$

図 7-2-4 は P_u/P_{u0} と e/e_{max} の関係を示し、実験値をプロットで、Meyerhof の理論値を破線で示している。実測値の P_u/P_{u0} は e/e_{max} の増加にともなって減少を示す。理論値と実験値はほぼ一致している。

7.3 敷鉄板による移動荷重の分散効果

敷鉄板に対する荷重荷重の偏心が支持力に与える影響を実験的に調査した。本節では、一枚敷きの敷鉄板に対する荷重分散効果について述べる。



写真 7-3-1 支持力実験の様子

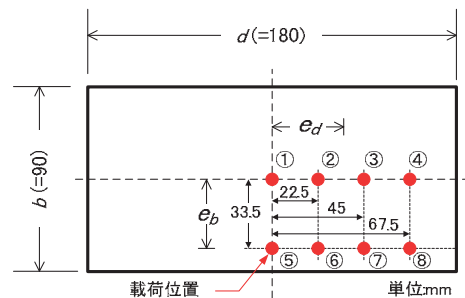


図 7-3-1 荷重位置概念図

表 7-3-1 荷重位置条件

実験名称	e_d	e_b
①	0	0
②	$d/8$	0
③	$d/4$	0
④	$3d/8$	0
⑤	0	$3d/8$
⑥	$d/8$	$3d/8$
⑦	$d/4$	$3d/8$
⑧	$3d/8$	$3d/8$

7.3.1 実験方法および実験条件

敷鉄板模型は実大の 1/16 スケールであり、寸法は幅 90mm、長さ 180mm、厚さ 1.6mm である。なお長さについては空間的な制限から 1/32 スケールとした。実験の様子を写真 7-3-1 に示す。

載荷荷重(P)を変位制御(0.5mm/min)で与え、 P と沈下量(s)の関係を比較した。 P は敷鉄板の中央から偏心した位置に載荷し、その偏心量を e とする。敷鉄板模型に対して長辺(d)を x 軸、直交する短辺(b)を y 軸とする。偏心は x 軸と y 軸に対してそれぞれ e_b 、 e_d とし、異なる値を与えた。図7-3-1に載荷位置を示し、表7-3-1に実験名称と偏心条件を示す。

7.3.2 極限支持力の算出法

道路橋仕方書では Meyerhof の理論式に基づいて、荷重の偏心を考慮した極限支持力の算出方法を示している³⁾。

長辺が d 、それと直交する短辺が b の剛な載荷板(敷鉄板)に対して、偏心(e_b および e_d)させた位置に載荷荷重(P)が作用する場合、有効載荷面積 A' は式(7-3-1)によって求められる。

$$A' = b' \times d' \quad (7-3-1)$$

ここで、 b' と d' は次式の通りである。

$$b' = b - 2e_b \quad (7-3-2)$$

$$d' = d - 2e_d \quad (7-3-3)$$

偏心載荷における有効載荷面積(A')の概念を図7-3-2に示す。載荷面積に対する極限荷重の値は等しいと仮定すると、敷鉄板に対する極限荷重の比(P_u/P_{u0})の値は載荷面積の比に等しくなる。したがって、敷鉄板の面積 A_0 に基づいて極限荷重の比(R_u)は式(7-3-4)の通り得られる

$$R_u = A' / A_0 \quad (7-3-4)$$

実験値と Meyerhof の理論値を比較するため、本研究では偏心割合(R_e)を次式で定義した。

$$e = \sqrt{e_b^2 + e_d^2} \quad (7-3-5)$$

$$e_{\max} = \sqrt{\left(\frac{b}{2}\right)^2 + \left(\frac{d}{2}\right)^2} \quad (7-3-6)$$

$$R_e = e / e_{\max} \quad (7-3-7)$$

図7-3-3に R_e と R_u の関係を示す。図中に示す破線は Meyerhof の理論値である。理論値と実験値には概ね一致が見られ、 $R_e > 0.7$ では R_u が0.1以下まで大きく減少している⁴⁾。

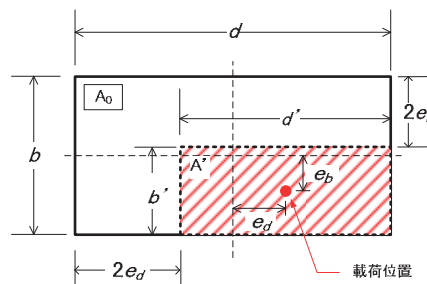


図7-3-2 有効載荷面積 A' の概念図

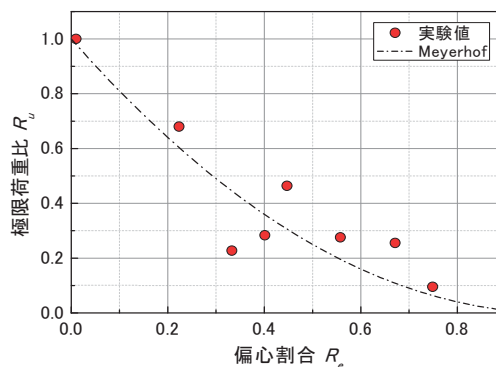


図7-3-3 Meyerhof の提案式と実験値の比較

表7-3-2 関東ロームの物理特性

土粒子密度 ρ_s (g/cm ³)	2.759
液性限界 w_L (%)	158.3
塑性限界 w_P (%)	97.7
塑性指数 I_P	60.6
最適含水比 w_{opt} (%)	105.1

7.3.3 関東ローム地盤の支持力実験

(1) 模型地盤の作製方法

関東ロームを締固めて模型地盤を作製し、敷鉄板に対する支持力実験を行った。関東ロームは当研究所内で採

取したものであり、その物理特性を表 7-3-2 に示す。

写真 7-3-2 は模型地盤を作製する様子を示し、その手順は次の通りである。

- 1) 実験容器(360mm×360mm×210mm)を組み立てる。
- その内壁には土との摩擦を低減させるためにグリース(信越シリコン KS-63G)を塗布する。
- 2) 2mm のフルイを通過させた関東ロームを最適含水比(103.5%)に調整し、容器内に平坦に堆積させる。
- 3) 載荷装置(AG-100kNIS)により載荷板を介して載荷応力 150kPa を約 1 時間与え、関東ロームを静的に締固めらる。
- 4) 模型地盤は 2 層に分けて作製し、約 12 時間締固め養生する。終了後はスリットを介して表面にパウダーを散布し、ポイントをマーキングする。



写真 7-3-2 模型地盤を作製する様子
c) マーキング作業の様子 d) マーキングされた地盤

(2) 支持力実験の条件

荷重の載荷位置は敷鉄板に対して中央(①地点)と、中央から x 軸方向に 67.5mm, y 軸方向に 33.5mm 離れた⑧地点の 2 箇所である。図 7-3-4 に載荷位置を示す。

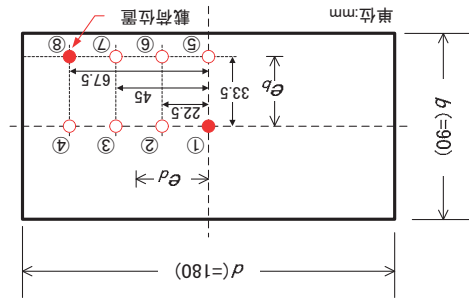


図 7-3-4 載荷位置

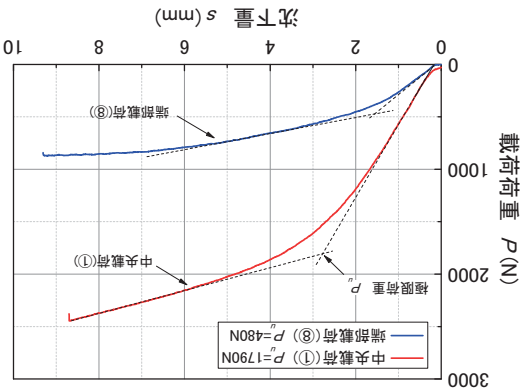


図 7-3-5 載荷荷重と沈下量の関係

(3) 実験結果

図 7-3-5 は載荷荷重(P)と沈下量(s)の関係を示す。中央載荷(①)に比べ敷鉄板端部(⑧)に載荷した場合は、同一 s に対する P の値が減少している。この傾向はウレタソフォーム地盤での結果と同じである。

①と⑧の両曲線に共通して、s 増分に対する P 増分は載荷初期に大きい。曲線に明確なピークは見られないが、

屈曲しその後、s 増分に対する P 増分は減少している。屈曲点前後の接線勾配の交点から極限荷重(P_s)と定義し、値を求めた。その値は①が 1790N であり⑧は 480N であつた。

図 7-3-6 に極限荷重比(R₀)と偏心割合(R_e)の関係を示す。R₀の実験値は①の R_e=0 の時に比べて⑧の R_e=0.75 では 0.27 倍に減少している。従って、関東ローム地盤においてもウレタソフォーム地盤と同様に偏心載荷による支持力の低下が確かめられた。なお実験値が Meyerhof の理論

値に比べてやや大きく現れた理由は、敷鉄板の剛性の仮定が理論と実験の間で異なったためと考えられる。すなわち理論では剛体が仮定されているが、実際にはたわみが生じるため分散効果はより大きく現れたものと考えられる。

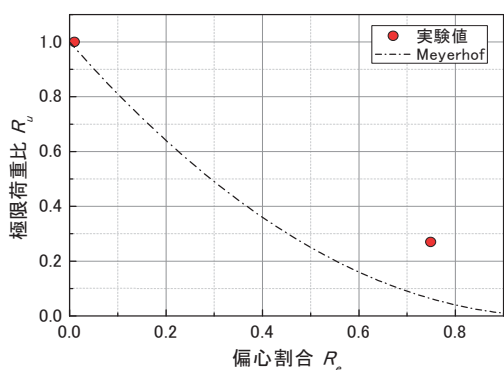


図 7-3-6 Meyerhof の提案式と実験値の比較

7.4 重敷きの分類と養生性能

敷鉄板を重ね敷きすると荷重が作用する有効面積は大きくなり、通常地盤に作用する圧力が小さくなる。しかし、この低減効果は敷設の方法によって差を生じる。本節では敷鉄板を重ねさせる方法の違いが接地圧力の低減効果に与える影響について、実験的考察を述べる。

7.4.1 敷設方法の分類

本研究では敷設方法の分類を新たに定義した⁵⁾。図 7-4-1 は敷設された敷鉄板の 2 次元モデルを示す。敷鉄板の長さが L 、その両端部における他の敷鉄板との重複長さはそれぞれ d_1 および d_2 である。

表 7-4-1 に敷鉄板敷設方法の分類を示す。大分類では「一枚敷き」と「二枚敷き」の 2 つに大別する。次に、中分類では二枚敷きに関して、図 7-4-2 に示すように「部分重複」と「完全重複」を区別する。部分重複とは $(d_1+d_2)/L < 1$ であり、完全重複は $(d_1+d_2)/L = 1$ である。すなわち、部分重複では下部敷鉄板の間に隙間があるのに対して、完全重複は隙間がない状態である。小分類では完

全重複をさらに「半面交互」、「偏心交互」、「完全重複」の 3 つに区別している。 d_1 と d_2 の値が等しい場合は重複が対象でありこれを「反面交互」と呼ぶ。 d_1 と d_2 の値が異なる非対称な重複を「偏心交互」、さらに d_1 または d_2 がゼロを「完全重複」と定義した。

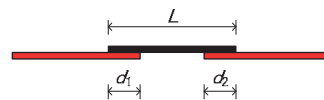


図 7-4-1 敷鉄板の敷設における変数

表 7-4-1 敷鉄板の敷き方の分類

大分類	中分類	小分類
一枚敷き $\frac{d_1+d_2}{L} = 0$		
二枚敷き	部分重複 $0 < \frac{d_1+d_2}{L} < 1$	半面交互 $d_1 = d_2$
		偏心交互 $d_1 \neq d_2$
	全体重複 $\frac{d_1+d_2}{L} = 1$	完全重複 $d_1 = 0, d_2 = L$



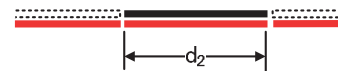
a) 部分重複 ($d_1+d_2 < L$)



b) 全体重複で反面交互 ($d_1=d_2$)



c) 全体重複で偏心交互 ($d_1 \neq d_2$)



d) 全体重複かつ完全重複 ($d_1=0$)

図 7-4-2 二枚敷きにおける敷き方

7.4.2 敷設の状態を示す指標

敷鉄板を重複設置するにあたり、敷設の状態を示す 2 つの指標を定義した。その一つは重複度であり、もう一つは、偏心率である⁶⁾。

(1) 重複度

重複度(R_L)を式(7-4-1)で定義する。図 7-4-3 に示すように、 R_L の増加は下側の敷鉄板の隙間が小さくなることを意味する。

$$R_L = \frac{d_1 + d_2}{L} \quad (7-4-1)$$

ここで、 R_L の値と敷設の状態の関係は次の通りである。

一枚敷き	$R_L=0$
二枚敷きの部分重複	$0 < R_L < 1$
二枚敷きの完全重複	$R_L=1$

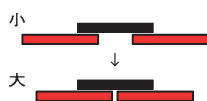


図 7-4-3 重複度の増大に伴う敷設の変化

(2) 偏心率

偏心率(R_E)を式(7-4-2)で定義する。図 7-4-4 示すように R_E の値の増加は上側の敷鉄板が偏心して敷設されて、非対称化することを意味する。

$$R_E = \frac{d_1 - d_2}{L} \quad (7-4-2)$$

ここで、 R_E の値と敷設の状態の関係は次の通りである。

対称	$R_E=0$
非対称 (偏心交互)	$0 < R_E < 1$
非対称 (完全重複)	$R_E=1$

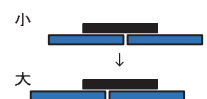


図 7-4-4 偏心率の増大に伴う敷設の変化

7.4.3 移動荷重に対する沈下量の位置的変動

(1) 実験概要

敷鉄板模型を種々の敷設方法で設置し、載荷実験を行った。載荷実験では敷鉄板に対する載荷位置を移動させて与えた。載荷荷重はウレタンフォーム地盤の弾性範囲内である 100N までとし、敷鉄板模型は 1/25 スケールの 120mm×60mm×1mm である。

(2) 実験条件

本実験は敷鉄板の R_L と R_E および載荷荷重の載荷位置 (e_d) を変数として実施した。異なる位置での載荷はくい打機が移動することを模擬したものである。なお、 e_d は敷鉄板の左端を原点とする。図 7-4-5 にその概要を示す。

表 7-4-2 に実験名称と実験条件を示す。実験ケースは R_L と R_E が異なる全 9 ケースである。載荷荷重は $L/8$ ずつ偏心率を増加させた全 7 地点について基準荷重($P_0=100N$)を与えた。表 7-4-3 に載荷位置を示す。

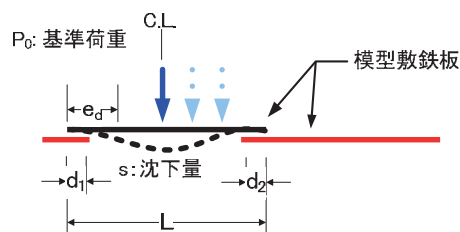


図 7-4-5 重複敷設の荷重の載荷位置の概要

表 7-4-2 実験名称と敷鉄板敷設条件

実験名称	重複度 R_L	偏心率 R_E
sl_1	0	0
sl_2	1/4	
sl_3	2/4	
sl_4	3/4	
sl_5	4/4	
sl_6	4/4	1/4
sl_7		2/4
sl_8		3/4
sl_9		4/4

表 7-4-3 敷鉄板に対する移動荷重の荷重位置

変数	荷重位置						
e_d/L	0.125	0.25	0.375	0.5	0.625	0.75	0.875

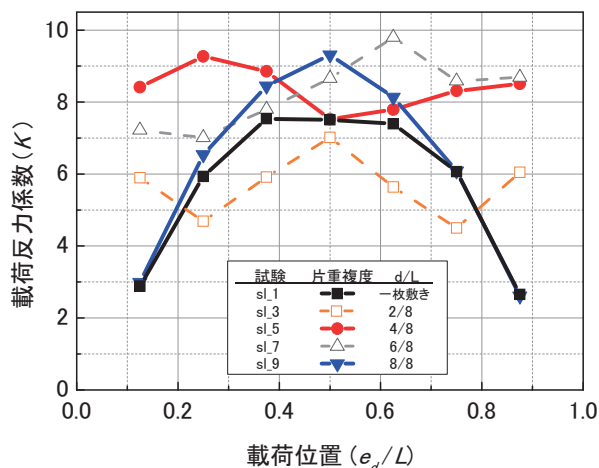


図 7-4-6 荷重反力係数と荷重位置の関係

(3) 実験結果

図 7-4-6 に各荷重条件での荷重反力係数(K)と荷重位置(e_d/L)の関係を示す。ここで、 K は支持力実験で得られた荷重(P)—沈下(s)関係から求めた曲線の傾きであり、本研究では曲線が直線関係を示した $55N < P < 60N$ での K を求めた。同一 P に対して発生する沈下量(s)を比較すると、 K の値が大きいほど s は小さくなる。従って、 K の値が大きいほど荷重の分散効果は高くなることを意味する。

一枚敷きの実験 sl_1 では、曲線が上に凸の形状を示す。すなわち中央荷重($e_d/L=0.5$)の場合には K の値が最大となるが、荷重位置が敷鉄板の両端に近づくとき K の値は減少する。従って、敷鉄板の両端部に荷重が載荷される場合は分散効果が低くなる。

sl_3, 5, 7, 9 は二枚敷きのケースである。半面交互である sl_5 では、 e_d/L が 0.1 から 0.9 までの全範囲において K の値は約 8 でほぼ一定である。すなわち、反面交互の敷設では荷重位置の違いによる K の変動は小さく、安定した分散効果が得られる。一方、完全重複させた sl_9 では曲線が上に凸の形状を示し、一枚敷きの sl_1 と類似し

ている。sl_9 での中央荷重($e_d/L=0.5$)に対する K の値は sl_1 のそれに比べて大きい。これは敷鉄板を完全重複させたことにより厚さが 2 倍となり、曲げ剛性が増加した。その結果、 $e_d/L=0.5$ では分散効果が高まった。しかし、両端付近の荷重では K は大きな減少が見られ、一枚敷きの結果とほぼ同じ値となっている。すなわち、偏心した荷重においては敷鉄板の剛性増加による分散効果の増加は期待できない。

部分重複を与えた sl_3 では sl_1 に比べて K の最大値と最小値の差が減少し、曲線形状はフラット化している。従って、部分重複は移動荷重に対する分散効果を安定化させた。しかしながら、その効果は sl_5 に比べて低い。また、全体重複ではあるが偏心交互の sl_7 では K の平均値が sl_3 のそれよりも大きくなっているものの、その最大値と最小値の差はほぼ同じである。従って、敷鉄板全体を重複させた二枚敷きの場合であっても、重複に偏りがある場合は分散効果の差が大きく、移動荷重に対して安全とは言えないことがわかった。

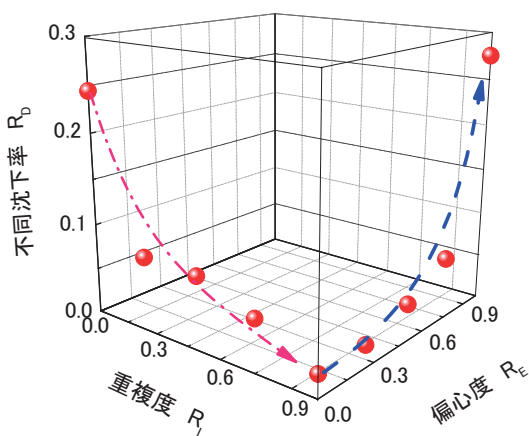


図 7-4-7 鉄板の不同沈下率(R_D)に与える重複度(R_L)と偏心度(R_e)の関係

敷鉄板上を通過する移動荷重により生じる沈下量の最大値と最小値の差を不同沈下量(Δs)とし、単位荷重増分(ΔP)に対する Δs の割合を式(7-4-3)の通り不同沈下率(R_D)と定義した。 R_D の増加は敷鉄板上を通過する際に生じる

機体傾斜が大きくなり、転倒危険性は高くなることを意味する。

$$R_D = \frac{\Delta S}{\Delta P} \quad (7-4-3)$$

図7-4-7に R_L と R_E が R_D に与える影響を示す。 $R_E=0$ の場合は R_L の増加に伴って R_D が減少している。これは重複が対称に施されて偏心が少ない条件では、重複量の増加に伴って機体傾斜の危険は減少することを意味する。

しかし $R_L=1.0$ においては R_E が0から1に増加すると R_D は増加する。これは重複の非対称性が増すと機体傾斜の危険は増加することを示す。従って、例えば敷鉄板を重ね敷きしても、その敷き方によっては転倒の危険を増加させることがわかった。

7.5 敷鉄板を敷設した地盤の遠心場走行実験

くい打機模型を遠心場で走行させて機体に生じる揺動を解析した。ウレタンフォーム地盤上に異なる3つのパターンで敷鉄板を敷設し、揺動を比較した。くい打機の小型模型と実験装置の詳細については第5章に譲り、表7-5-1に実験条件を示す。

敷鉄板模型は実大敷鉄板(1.5m×6m×25mm)の1/16スケール(90mm×240mm×1.6mm)で作製し、一枚敷き、半面交互、完全重複の異なる3ケースで敷設した。機体の前方安定度(θ_u)は6.2度とし、走行速度は実機と同じ1.2km/h(=33.3m/sec)とした。

表 7-5-1 敷鉄板を敷設した模型地盤の自走条件

実験名称	遠心加速度	支持力安全率	機体の安定度	重複度 R_L	偏心度 R_E	敷鉄板
Cs1	15g	0.8	6.2	0	0	一枚敷き
Cs2				1	0	半面交互
Cs3				1	1	完全重複

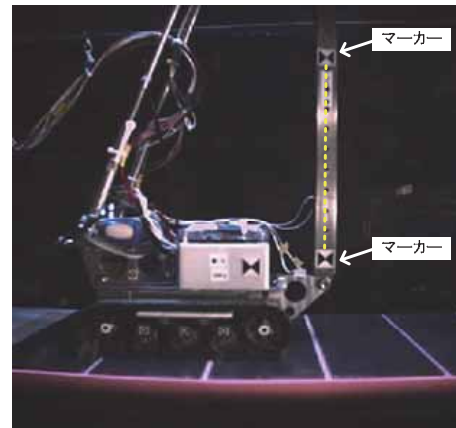


写真 7-5-2 高速度カメラで撮影した自走の様子

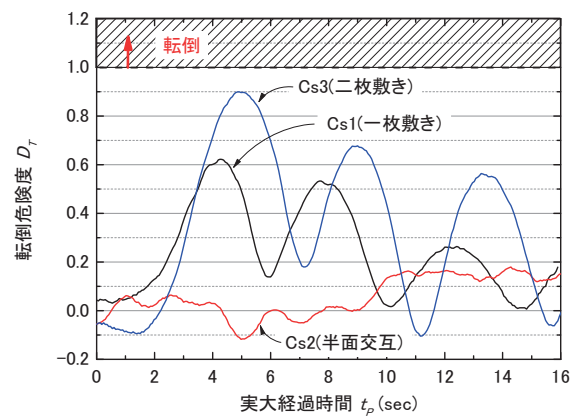


図 7-5-2 転倒危険度と経過時間の関係

写真7-5-2は自走挙動を高速度カメラ(nac社製 Rx-6G)で撮影した時の様子を示す。映像を画像解析して、機体傾斜角の時刻歴変化を求めた。リーダー上下にあるマーカーを結んだ線の傾きを揺動傾斜角(θ_s)と呼び、 θ_u に対する θ_s の比を式(7-5-1)の通り転倒危険度(D_T)と定義した。

$$D_T = \frac{\theta_s}{\theta_u} \quad (7-5-1)$$

図7-5-2に実大経過時間(t_p)に対する D_T の関係を比較して示す。Cs1(一枚敷き)とCs3(完全重複)では t_p の増加に対して D_T が大きく変動し、走行中の機体に大きな揺れが生じている。それに対して、Cs2(半面交互)では僅かな変動が見られるものの、その値は小さくほぼ一定と見なされる。従って、敷鉄板の敷設の仕方によって転倒の危険性は左右されることが確認された⁷⁾。

表 7-5-2 は遠心場走行実験による D_T の最大値, 最小値および最大値と最小値の差を示す. 最大値を比較すると, Cs3 は 0.9 と最も大きく, 次いで Cs1 が 0.6, Cs2 が 0.2 である. 従って, 自走中の転倒危険性は Cs3 が最も高い. この結果は 7.5 節に述べた支持力実験の結果と一致した.

表 7-5-2 遠心走行実験の結果一覧

実験名称	転倒危険度 D_T			敷鉄板
	最大値	最小値	差	
Cs1	0.621	0.007	0.614	一枚敷き
Cs2	0.179	-0.116	0.295	半面交互
Cs3	0.899	-0.104	1.003	完全重複

7.6 まとめ

本章の内容を以下に要約する.

1) 履帯基礎に対する偏心と極限荷重について

履帯模型を用いて載荷実験を行った. 中央載荷を標準に偏心量(e)を増加させ, 偏心が極限荷重に与える影響を調べた. その結果, 偏心の増加に対して極限荷重はほぼ直線的な減少を示し, Meyerhof の理論値にほぼ一致することが確かめられた.

2) 敷鉄板に対する偏心と極限荷重について

敷鉄板の模型に対して偏心量(e)を 2 次元的に与えて載荷実験を行った. 短辺の中心軸上を長辺の中央から e を増加させると極限荷重は直線的に減少するが, 短辺と長辺をともに偏心させると, 関係は非線形な減少を示した.

これは, 荷重の偏心により有効載荷面積が小さくなり, 接地圧力が大きくなったためである. なお, 理論値に比べて実験値が幾分小さく生じた理由は敷鉄板のたわみにより沈下が増加したためと考えられる. 敷鉄板の端部に対する載荷では中央載荷のそれに比べて 0.2 程度に減少することがわかった.

3) Meyerhof の理論値と実験値の比較について

Meyerhof の理論値では, 偏心割合(R_e)に対する極限荷重

比(R_{ii})の関係が, y 軸方向の偏心量(e_b)が 0 の場合に直線となる. しかし, $e_b=3 b / 8$ の場合は非線形な関係を示す. 実験値と理論値の比較から一部に差も見られたが全体的にはほぼ一致が確認された.

4) 敷鉄板の敷設方法の分類について

敷鉄板の敷設方法の分類を新たに提案した. 大分類と中分類と小分類の 3 段階による分類である. 大分類では 1 枚敷きと 2 枚敷きを区別する. 中分類では重ね敷きにおける部分重複と全体重複を区別する. そして小分類では重複の非対称性について, 半面交互と偏心交互と完全重複を区別する.

5) 敷設状態を示す指標について

敷鉄板の敷設状態を示す指標として, 重複度(R_L)と偏心度(R_E)を定義した. R_L は重ね敷きに占める重複部分の割合を意味する. $R_L=0$ は一枚敷きを意味し, R_L が増加すると重複部の割合は増す. そして, $R_L=1$ では全体が重複する二枚敷きを示す. また, R_E が増加すると重複の連続性が減少し, 非対称化する.

6) 移動荷重に対する不同沈下について

敷鉄板の敷設方法の違いが, 移動荷重に対して生じる不同沈下率(R_D)に与える影響で整理した. その結果, 重複度(R_L)が 1 で偏心度(R_E)が 0 の時に最も R_D は小さくなり養生効果は大きくなる. しかし, 完全重複させた二枚敷き ($R_L=1, R_E=1$) では不同沈下が大きく生じ, その養生効果は一枚敷きとさほど変わらないことがわかった.

従って, 不同沈下はくい打機が通過する際に機体を傾斜させる危険がある. そのため, 敷鉄板を適切に敷設して不同沈下を減少させることも重要である.

7) 遠心模型実験

遠心場走行実験によりくい打機の揺動を解析した. 敷設方法の違いによって揺動には明確な差が見られた. 機体の安定度(θ_{ii})に対する揺動傾斜角(θ)の比を転倒危険度(D_T)と定義して応答を比較すると, 一枚敷きと完全重複では D_T に大きな変動が現れ, 転倒の危険性は大きくなった. それに対して, 半面交互では, D_T の変動は小さく転倒の危険性は小さくなった.

以上より、敷鉄板の敷設方法の違いはくい打機の転倒危険性を左右することが明らかになった。敷鉄板は支持力安全率を増加させるが、その値の変動を少なくするように敷設することも大切なことがわかった。

7.7 参考文献

- 1) 日本工業規格：基礎工事機械-安全-第1部くい打機の安全要求, JIS A8509-1, 2007.
- 2) Meyerhof, G.G: The Bearing Capacity of Foundations under Eccentric and Inclined Loads, Proceedings of 3rd International Conference Soil Mechanics & Foundation Engineering, 1953.
- 3) (社)日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編 IV 下部構造編, pp.266-294, 2002.
- 4) 堀 智仁, 玉手 聡：敷鉄板の載荷位置と地盤支持力に関する模型実験, 土木学会第 64 回年次学術講演会, CD-ROM, 2009.
- 5) 堀 智仁, 玉手 聡, 吉川直孝, 伊藤和也：敷鉄板による接地圧分散に関する基礎的研究, 安全工学シンポジウム2010 講演予稿集, 日本学術会議総合工学委員会, pp.450-453, 2010.
- 6) 堀 智仁, 玉手 聡：敷鉄板の荷重分散効果に関する基礎的研究, 土木学会第 65 回年次学術講演会, CD-ROM, 2010.
- 7) 堀 智仁, 玉手 聡：敷鉄板の敷設方法と地盤支持力に関する実験的解析, 平成 22 年建設施工と建設機械シンポジウム、同論文集, pp.89-92, 2010.

8 不安定要因の分析

現場内を自走するくい打機が不安定化する要因について、機械側条件と地盤側条件の両面から考察を述べる。

8.1 機械の不安定要因

本節ではくい打機を不安定化させる機械側の条件として、安定度、重心の高さ、走行速度の3つの要因に着目して考察する。その検討では遠心場走行実験から得られた機体揺動と接地圧力に着目し、地盤は平坦かつ均質な理想的条件を前提とした。なお支持力のバラツキと地盤起伏の存在が不安定化に与える影響については8.2節に後述する。

8.1.1 安定度と不安定さの関係

(1) 機体傾斜に与える影響

図8-1-1はくい打機の傾斜角に与える安定度の影響を示す。この傾斜角は高速度カメラで記録した動画を画像解析して得た値である。図に示した結果は付加質量をリーダーの上部に搭載した時のものである。本章ではこの搭載条件を「高重心」と呼び、リーダーの中間部に搭載した場合を「低重心」と呼ぶ。なお、高速度カメラと付加質量の搭載に関する実験方法の詳細については第5章に譲る。

同図の上側に示す図は支持力安全率(F_s)が1.5の場合であり、模型地盤は弾性的な反力条件で機体が支持された時の結果である。一方、下側は $F_s=0.8$ の場合であり、機体は塑性的な沈下を伴って支持された場合である。図中にプロットした丸印と△印は両実験から得られた機体傾斜角(θ_r)の平均値(μ)であり、エラーバーは標準偏差(σ)の大きさを意味する。

$F_s=1.5$ と0.8の両ケースに共通して、 μ と σ は安定度の増加とともに減少を示す。安定度の値が小さいほど機体

の安定性は低いことを意味するが、不安定な機体には大きな揺動が生じることを示している。

同一安定度に対する μ を比較すると、 $F_s=0.8$ の場合は $F_s=1.5$ の場合に比べて値が大きい。これは $F_s=0.8$ の場合は履帯の前方部分での沈下が $F_s=1.5$ の場合に比べて相対的に大きく生じたためである。なお、同一安定度に対する σ の値が $F_s=0.8$ の場合には $F_s=1.5$ の場合に比べて大きく生じた理由は、極限支持力を超えた塑性域では接地圧力増分に対する沈下増分が弾性域のそれに比べて大きく生じたためと考えられる。

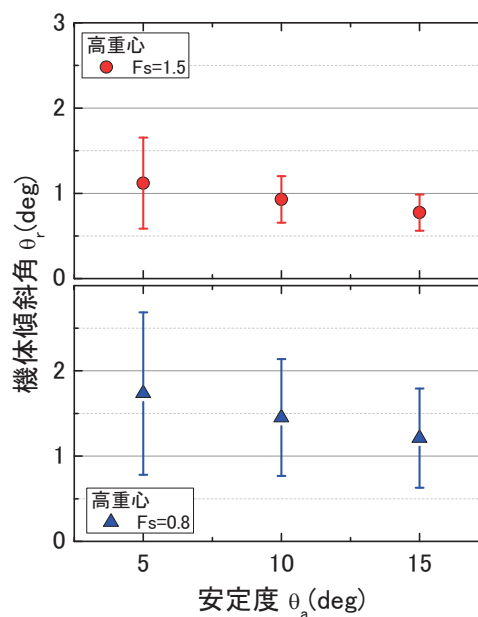


図8-1-1 安定度(θ_a)と機体傾斜角(θ_r)の関係
(高重心：上部搭載)

図8-1-2は低重心の場合における機体傾斜角(θ_r)と安定度(θ_a)の関係を示す。先の高重心のケースと同様に、 θ_r の μ と σ は安定度の増加に伴って減少を示し、先の高重心と同様な傾向が見られる。しかし、同一安定度に対する σ の値を見ると、 $F_s=1.5$ に対する $F_s=0.8$ の増加が高重心

の場合よりも顕著となっている。この原因は同一安定度における μ_f の増加によると考えられる。

安定度における μ_f の値を $F_s=1.5$ と 0.8 で比較すると、 $F_s=1.5$ の場合が大きい。

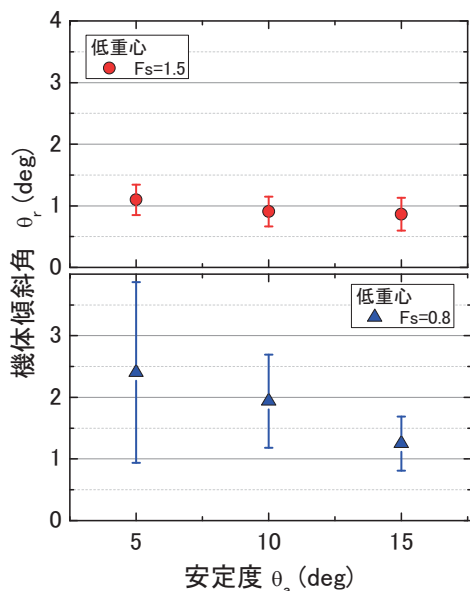


図 8-1-2 安定度(θ_a)と機体傾斜角(θ_r)の関係
(低重心：中央搭載)

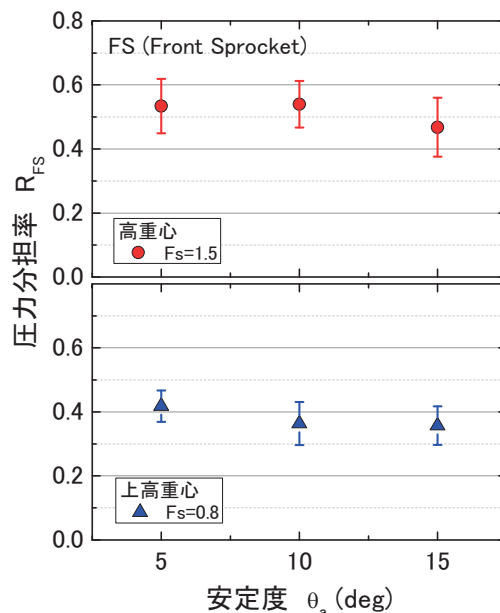


図 8-1-3 安定度(θ_a)とFSの圧力分担率の関係(R_{FS})
(上部搭載)

(2) 接地圧力変動に与える影響

図 8-1-3 は圧力分担率(R_{FS})と安定度(θ_a)の関係を示す。圧力分担率とは履帯を支持する 5 つの車軸に働く圧力の合計値に対する各車軸のその分担割合を意味する。 R_{FS} は値が最大となる前輪(FS)でのものであり、同図は高重心で走行した際の応答を示す。

θ_a の増加に伴って、 R_{FS} の平均値(μ_f)は緩やかに減少する。この理由は安定度が大きくなるに従い、重心の水平座標が機体中央側、すなわち履帯中央部に近づくため、FSに作用する接地圧の割合が小さくなったと考えられる。次に、エラーバーで示した標準偏差(σ_f)は F_s の違いによる差が見られるものの、安定度の違いによる差は明確でない。すなわち、安定度の違いがFSの接地圧変動に与える影響はそれほど大きくはないようである。

図 8-1-4 は低重心での R_{FS} と θ_a の関係を示す。試験結果の傾向は、上部搭載条件とほぼ同じであり、安定度の増加に伴い接地圧分布割合の平均値は減少を示す。同一安

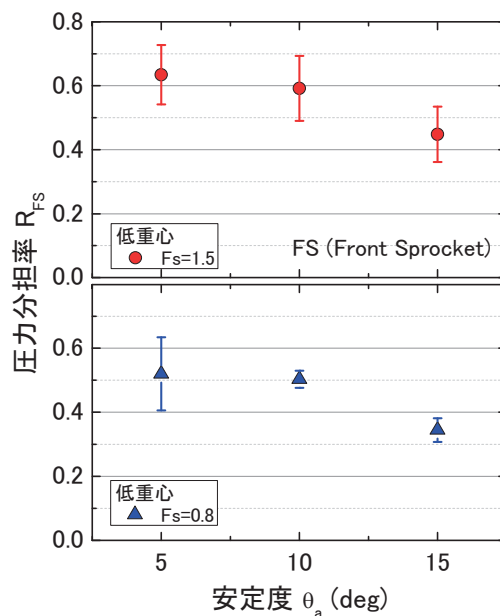
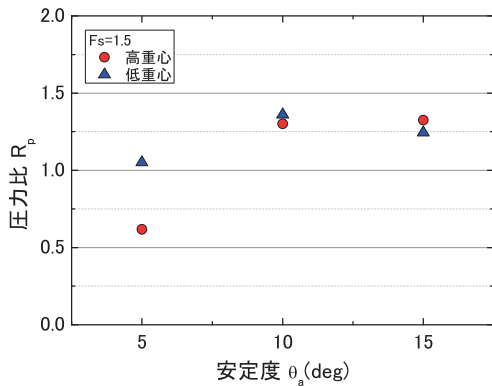
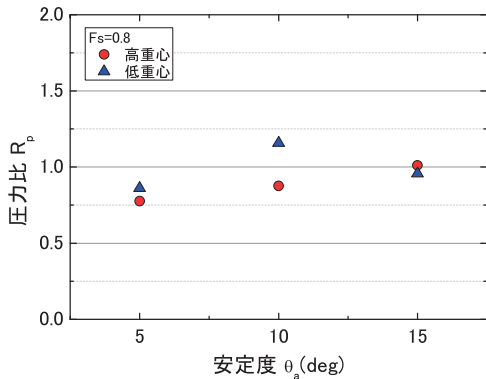


図 8-1-4 安定度(θ_a)とFSの圧力分担率の関係(R_{FS})
(中央搭載)

図8-1-5は R_{FS} をその理論値で除した圧力比(R_p)の値と安定度の関係を示す。 R_p はおおむね1前後の値を示し、安定度の増加に対して僅かに増加が見られる。高重心と低重心の結果は一部を除いてほぼ一致している。詳細に見ると、低重心では F_s によらず安定度10度付近において極大値を示している。一方、高重心では安定度の増加に伴って R_p に増加が見られる。安定度5度の時に R_p が1よりも小さくなった理由は、揺動の増加に伴ってロック的な応答が機体に生じたためと考えられる。RS(後輪)の理論接地圧力は0となるが、揺動の拡大により接地が前輪のみではなく後輪にも生じた結果、FSの平均値を減少させたと推察される。



a) $F_s=1.5$ における R_p と安定度の関係



b) $F_s=0.8$ における R_p と安定度の関係

図8-1-5 地盤の圧力比(R_p)に与える安定度の影響

8.1.2 重心高さによる影響

(1) 傾斜角に与える影響

図8-1-6は高重心での走行において生じた傾斜角と高さ不安定度(I_T)の関係を示す。ここで、 I_T とは重心高さを示す指標であり式(8-1-1)により求められる値である。 I_T は地表面から重心までの高さ(G_y)を履帯の接地部長さ、すなわちタンブラー長さ(d)で除した値であり、高さ不安定度(I_T)と呼ぶ。

$$I_T = \frac{G_y}{d} \quad (8-1-1)$$

機体傾斜角(θ)の平均値(μ)には I_T の増加に伴う増加が見られる。またエラーバーで示した標準偏差(σ)にも I_T の増加に伴う増加が見られる。従って、くい打機の不安定度は I_T の増加に伴って大きくなり、その割合は支持力安全率(F_s)が小さいほど顕著となることがわかった。

図8-1-7に低重心の走行における θ と I_T の関係を示す。先の図8-1-6と同様に μ は I_T の増加に伴う増加が見られ、その σ についても同様な傾向が確認された。

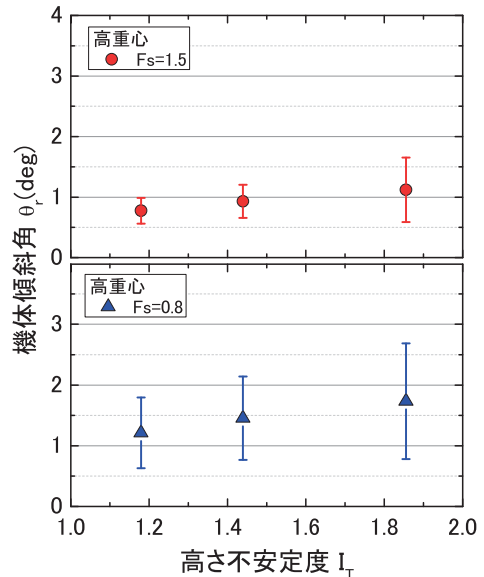


図8-1-6 高さ不安定度(I_T)と機体傾斜角(θ)の関係 (高重心)

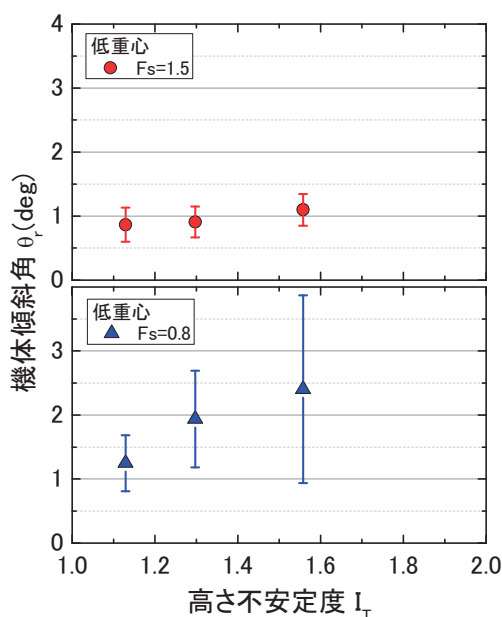


図 8-1-7 高さ不安定度 (I_T) と機体傾斜角 (θ_f) の関係 (低重心)

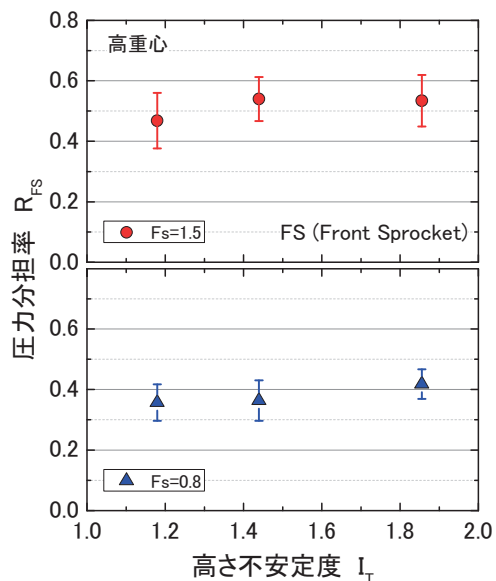


図 8-1-8 高さ不安定度と前輪 (FS) の接地圧分布割合の関係 (高重心)

I_T に対する μ_f の増加は $F_s=1.5$ の時に比べて $F_s=0.8$ の方が大きく、その傾向は σ_f についても同様である。従って、 F_s が小さな地盤では I_T の増加に対する傾斜の危険が増加することがわかった。

(2) 接地圧力に与える影響

図 8-1-8 に FS の圧力分担率 (R_{FS}) に与える高さ不安定度 (I_T) の影響を示す。付加質量を上部に搭載した高重心の走行では、 $F_s=1.5$ と 0.8 に共通して I_T の増加に対する R_{FS} の平均値 (μ_p) の変化はあまり顕著でなく、また標準偏差 (σ_p) にも明確な増加は見られない。一方、図 8-1-9 に示す低重心での走行では高重心のそれに比べて I_T の増加に対する μ_p の増加が顕著である。

図 8-1-10 は圧力比 (R_p) に与える高さ不安定度 (I_T) の影響を示す。 $F_s=1.5$ と 0.8 に共通して $I_T=1.3$ 付近に R_p のピークが見られ、 R_p の増減は $F_s=1.5$ の方が大きい。 $F_s=1.5$ では $I_T > 1.6$ において、 $F_s=0.8$ では $I_T > 1.4$ において R_p が 1 以下となり、実験値は理論値よりも小さくなっている。

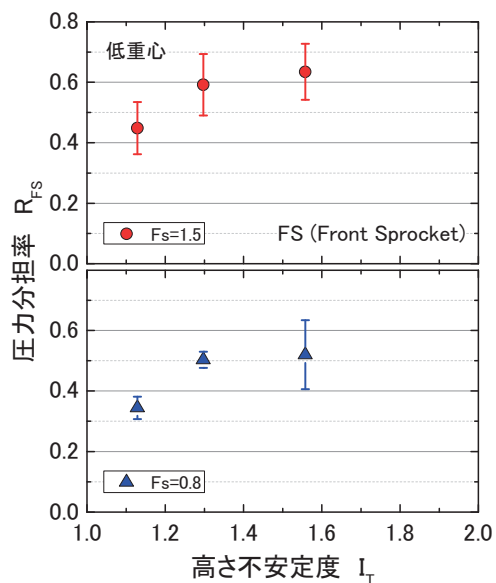
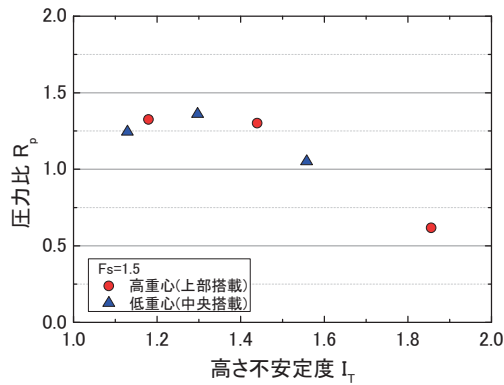


図 8-1-9 高さ不安定度と前輪 (FS) の接地圧分布割合の関係 (低重心)

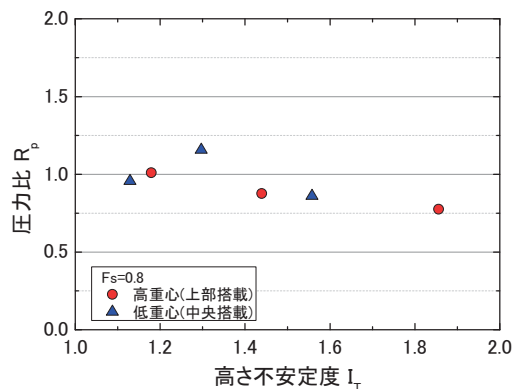
R_p が 1 以下となった部分は先にも述べた通り、 I_T の増加に伴って機体の揺動がロッキング的な応答に変わったためと考えられる。RS(後輪)の理論接地圧力は 0 であつ

たが、揺動の増幅により前輪と後輪が交互に接地するように応答したため、荷重が分散してFS値を減少させたと考えられる。

F_s においては走行速度の差が θ_r に与える影響は明確でない。 $F_s = 0.8$ において σ_r の値に減少は見られるもの、 μ の変化は僅かである。



a) $F_s=1.5$ における R_p と I_T の関係



b) $F_s=0.8$ における R_p と I_T の関係

図 8-1-10 地盤の圧力比(R_p)に与える高さ不安定度 (I_T)の影響

8.1.3 走行速度が与える影響

図 8-1-11 は走行速度が傾斜角に与える影響を示す。高重心で安定度が 10 度の条件において、 $F_s=1.5$ と 0.8 の応答を比較する。なお、地盤表面は平坦であり支持力の分布はバラツキが少ない条件である。2 つの走行速度を比較すると、傾斜に与える影響にはほとんど見られない。むしろ、 F_s の差による影響が大きく見られ、 F_s の減少に伴って θ_r の μ と σ_r はともに増加している。

図 8-1-12 は低重心走行での同様な比較を示す。同一

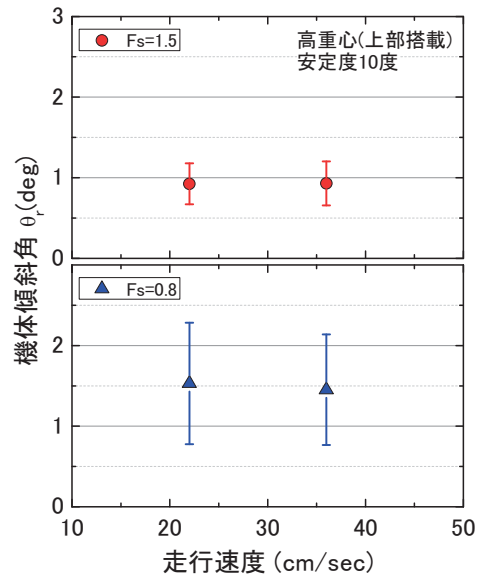


図 8-1-11 走行速度が傾斜角に与える影響 (高重心)

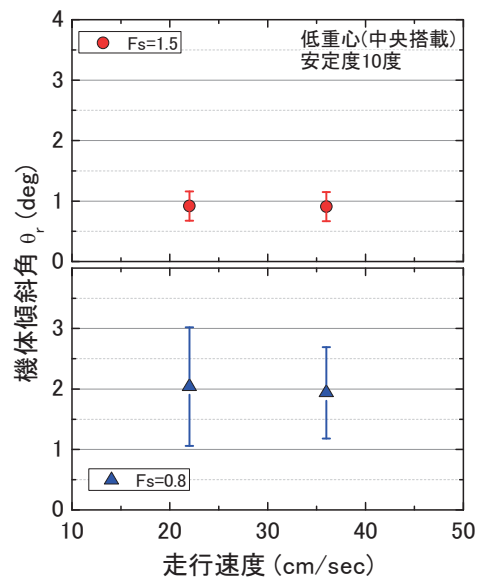


図 8-1-12 走行速度が傾斜角に与える影響 (低重心)

8.2 地盤の不安定要因

本節ではくい打機の不安定化に与える自走地盤の影響について、支持力のバラツキと表面起伏の存在に着目した検討を述べる。

8.2.1 支持力のバラツキが不安定化に与える影響

図8-2-1は実大経過時間に対する機体傾斜角(θ_r)の変化を示す。支持力の平面的なバラツキが異なる3つの地盤における挙動を比較する。模型地盤はウレタンフォームと関東ロームの2種類で作製しており、その詳細については第5章に譲るが、ウレタンフォームでは平坦な表面と均質な支持力分布を模擬し、関東ロームでは支持力のバラツキが段階的に再現されている¹⁾。

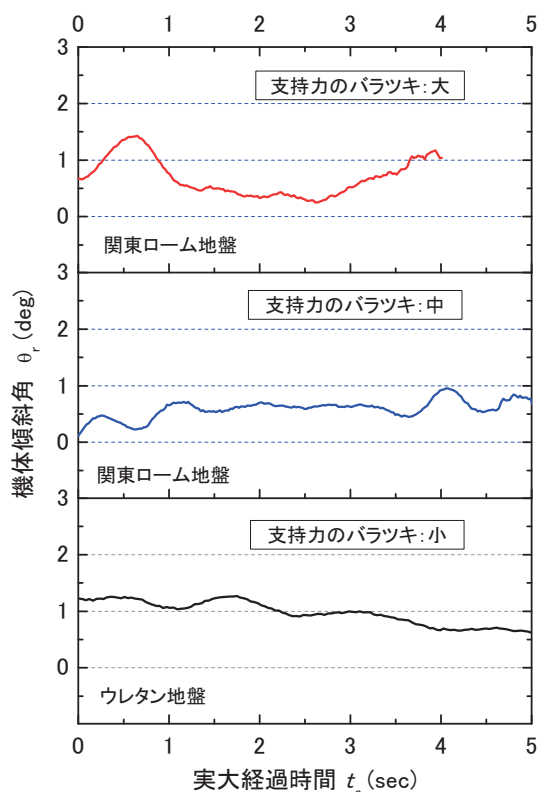


図8-2-1 支持力のバラツキがくい打機の自走挙動に与える影響(安定度10度)

表8-2-1に関東ロームの模型地盤をハンドベーン試験した結果を示す。両地盤条件のせん断強度の平均値はほぼ等しい。一方、標準偏差と変動係数は、均質地盤に比べ、不均質地盤は約2倍大きな値である。そのため、不均質地盤ではせん断強度のばらつきの影響により走行中に発生する傾斜角が大きくなったものと考えられる。

図8-2-2は前輪(FS)における圧力分担率(R_{FS})の変動を示す。均一な支持力分布を再現したウレタン地盤では、 R_{FS} がほぼ一定を示し走行中の変動は少ない。

表8-2-1 平坦地盤におけるハンドベーン試験結果

地盤条件	ハンドベーン試験結果		
	平均値 (kPa)	標準偏差	変動係数
平坦均質地盤	73.15	12.82	0.175
平坦不均質地盤	73.60	26.04	0.354

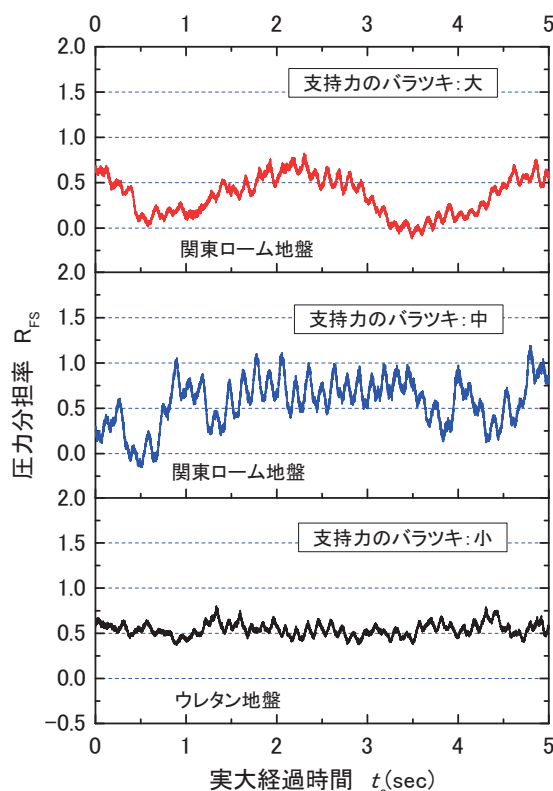


図8-2-2 支持力分布のバラツキが履帯の接地圧力に与える影響(安定度10度)

しかし、関東ローム地盤では支持力のバラツキ増加にともなって R_{FS} の変動にも増加が見られる。

図8-2-3は地盤支持力の変動係数(C_{vb})と R_{FS} の変動係数(C_{vp})の関係をプロットして示す。FU_1の C_{vb} はをベーンせん断して調べることはできなかったが、工業製品であることからその値は明らかに小さい。ここではFU_2の約 $1/10(=0.02)$ を仮定してプロットすると、検証した条件の範囲では C_{vp} と C_{vb} の間にはほぼ正の相関が現れ、その関係には安定度の違いによる差はほとんど見られない。

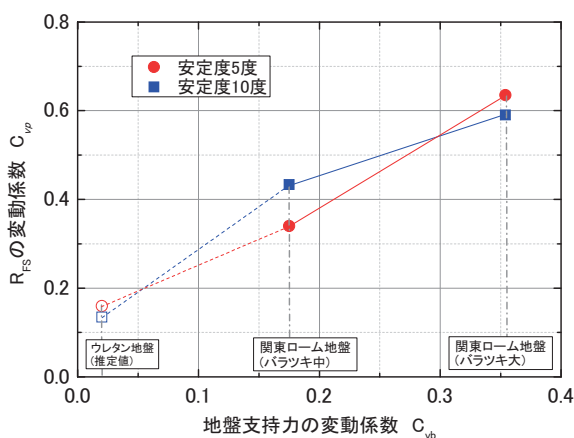


図8-2-3 支持力と接地圧力の変動係数の関係

以上、履帯に生じる接地圧力と機体傾斜の時刻歴変化を計測し、接地圧力については値が最大となる前輪(FS)に着目して解析を行った。その結果、支持力のバラツキが増加するに従って接地圧力の変動は大きくなることが確認された。

8.2.2 地表面起伏が不安定化に与える影響

図8-2-4は地盤起伏の有無による機体傾斜角(θ)の違いを例示する。模型地盤はウレタン及び関東ロームで作成した三種類であり、関東ロームについては平坦地盤と起伏地盤を比較している²⁾。第6章に述べた傾斜安全率(F_t)は起伏地盤において6.5であるが平坦地盤では無限となる。

実大経過時間に対する機体傾斜角(θ)の変化を比較すると、先に述べた通り支持力のバラツキ増加による θ の変動増加が見られる³⁾。さらに、支持力のバラツキが同程度の条件において、平坦地盤と起伏地盤での挙動を比較すると、起伏地盤の方が θ は大きく生じている⁴⁾。

次に、表面地盤の起伏の違いが機体の不安定化に与える影響を述べる。実験結果の一覧を後の表8-5-1から表8-5-3に示す。

図8-2-5は傾斜安全率(F_t)に対する機体傾斜角の平均値(μ)とその変動係数(C_{vt})との関係を示す。 μ は F_t に対してほぼ一定の値を示す。これは地盤の平均傾斜の違いが機体の平均傾斜に与える影響は小さいことを示している。すなわち、支持地盤の不等沈下により生じる傾斜が平均傾斜となり、この傾斜角を中心とした揺動が生じることを意味する。一方、 C_{vt} は F_t による差が見られる。 C_{vt} は F_t の増加に伴って減少を示し、 $F_t > 8$ では1から1.5に収束するようである。従って、 $F_t < 8$ の地盤を走行すると機体

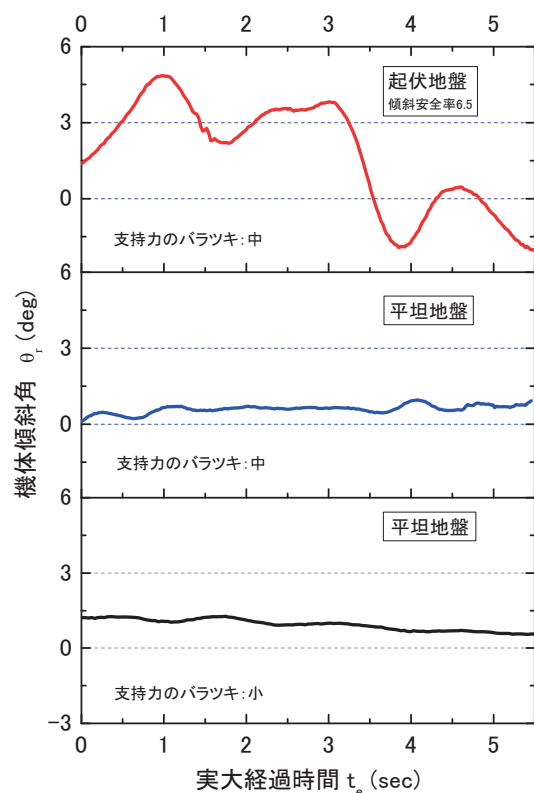


図8-2-4 地盤起伏による機体傾斜の違い(安定度10度)

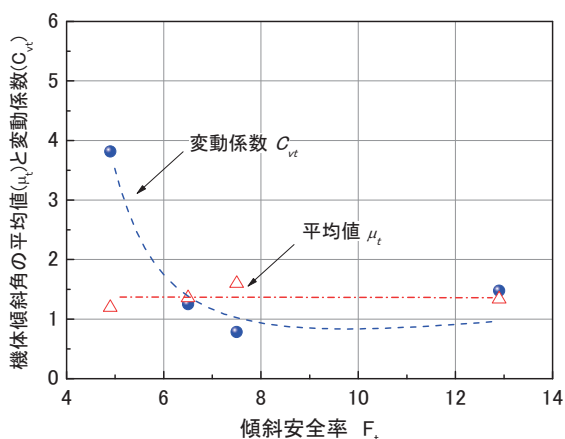


図 8-2-5 傾斜安全率(F_t)に対する機体傾斜角の平均値(μ_t)と変動係数(C_{vt})との関係(安定度 10 度, $F_s=3.8$)

の揺動は大きく生じることがわかる。

図 8-2-6 は傾斜安全率(F_t)に対する圧力分担率の平均値(μ_p)とその変動係数(C_{vp})との関係を示す。 μ_p は μ_t と同様に F_t に対してほぼ一定の値を示す。一方、 C_{vp} は F_t の増加に対して一定した減少を示すがその最大値と最小値の差は C_{vt} のそれに比べて少ない。

以上の通り、地盤の起伏を F_t で指標化し、機体傾斜角(θ)と圧力分担率(R_{FS})に与える影響を比較した。その結果、 F_t の増加は θ と R_{FS} の変動係数 C_{vt} と C_{vp} を減少させることがわかった。

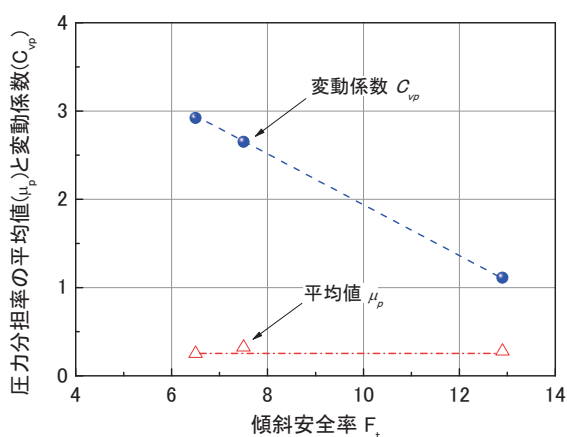


図 8-2-6 傾斜安全率(F_t)に対する圧力分担率の平均値(μ_p)と変動係数(C_{vp})との関係(安定度 10 度, $F_s=3.8$)

8.3 支持地盤の破壊に対する安全の検討

8.3.1 地盤の破壊確率の算出方法

くい打機が自走する際に、支持地盤が破壊する確率を解析的に求めた。この解析では遠心模型実験において実測した走行地盤に分布する支持力と履帯での接地圧力を用いた。支持力分布はハンドベーン試験を等間隔に実施することにより求めた。履帯の接地圧力は小型走行体模型の車軸で実測した値から換算した。そして、両実測による値を頻度解析して統計的指標値を求め、破壊確率⁹⁾を解析した。

地盤破壊に関する限界状態関数を G_f と定義すると、 G_f の関係式は式 (8-3-1) によって表される。

$$G_f(q_u, q_a) = q_y - q_a$$

$$\begin{cases} G_f(q_u, q_a) > 0 & \text{安全} \\ G_f(q_u, q_a) < 0 & \text{危険} \end{cases} \quad (8-3-1)$$

ここで、 q_a は履帯に作用する接地圧力であり、 q_u は支持地盤の極限支持力である。 q_a と q_u は互いに独立であり、 G_f は正規分布に従うことを仮定すると、地盤の破壊に対する危険の確率 (P_F) は式 (8-3-2) により求められる。

$$P_F = P(q_a > q_u) = P(G_f < 0)$$

$$= F_G(0) = \Phi\left(\frac{0 - \mu_G}{\sigma_G}\right) = \Phi\left(-\frac{\mu_G}{\sigma_G}\right) = 1 - \Phi\left(\frac{\mu_G}{\sigma_G}\right) \quad (8-3-2)$$

ここで、 μ_G と σ_G は G_f の平均値と標準偏差である。 F_G は確率分布関数であり Φ は F_G によって表された標準正規分布関数である。

8.3.2 安定度の違いが破壊確率に与える影響

図 8-3-1 は支持力安全率(F_s)と地盤の破壊確率(P_F)の関係を示す。同図は平坦均質な条件で作製されたローム地盤における結果の比較であり、FS(前輪)の接地圧力から求

めた変動係数(C_{vp})と、ハンドベーン試験により求めたせん断強度の変動係数(C_{vg})の値を用いている。

安定度5度と10度の P_F を比較すると、安定度10度での値は5度のそれに比べて大きい。従って、安定度が高い方が地盤の破壊確率は低くなることがわかった。

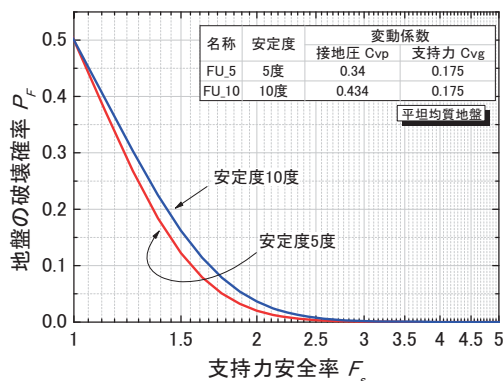


図 8-3-1 平坦均質地盤の支持力安全率と地盤の破壊確率の関係

8.3.2 支持力のバラツキが破壊確率に与える影響

図 8-3-2 は地盤支持力のバラツキが異なる実験から得られた F_s と P_F の関係を示す。地表面が平坦な共通条件を与え、ウレタン地盤1ケース(名称UF)と関東ローム地盤2ケース(FUとFN)を比較する。松尾は地盤調査から求められた土の非排水せん断強度の変動係数は0.2から0.4に分布する⁶⁾と述べている。FUとFNの C_{vg} は0.175と0.345であり一般的な地盤のバラツキの範囲が再現されている。

安定度5度と10度の場合に共通して、 F_s の増加に伴う P_F の減少が見られる。しかし、支持力のバラツキの違いにより、 F_s と P_F の曲線には差が見られる。 C_{vg} の値が大きくなるほど同一 F_s に対する P_F の値は大きい。

「a)」の安定度5度の場合について見ると、 $F_s=1.5$ の場合は C_{vg} が最も小さいUF_5では $P_F=0.001$ である。しかし、 C_{vg} が増加すると P_F にも増加が見られ、FU_5では $P_F=0.122$ 、FN_5では $P_F=0.273$ である。従って、地盤の破壊確率は支持力分布のバラツキに左右され、バラツキが大きくなるほど破壊確率は高くなることが確認された。

なお、比較した2つの安定度においては、 P_F に与える影響は安定度よりも C_{vg} の方が顕著である。

道路橋示方書では直接基礎の設計に用いる支持力安全率の値を、常時に対しては $F_s=3.0$ とし暴風及びレベル1地震時に対しては $F_s=2.0$ を採用するものと定めている⁷⁾。また、建築基礎構造設計指針では長期許容支持力度について $F_s=3.0$ とし、短期許容支持力度については $F_s=1.5$ を用いることとしている⁸⁾。すなわち、土木と建築では F_s の選択基準が異なる。施工現場におけるくい打機の支持力照査では $F_s=1.5$ が多く用いられているようである。

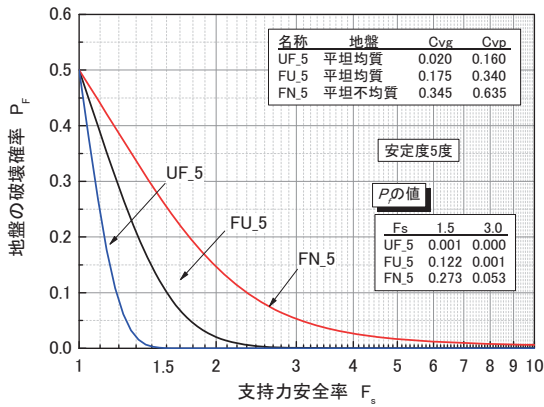
英国の British Standards では移動式クレーンを設置する際の F_s について、CIRIAのCrane stability on site⁹⁾の考え方を参照して次のように述べている。

$F_s=3.0$ は構造物の基礎設計に長期的な安全率として用いられる値であり、この安全率によって得られる荷重圧力はクレーンを安全側に導く。そのため、アウトリガを設置する地盤の情報が乏しい場合や、アウトリガの沈下に対する制限が厳しい場合は、この安全率の値を使用することが望ましい。 $F_s=2.0$ は、移動式クレーンが設置される状況において通常用いられるべき数値である。 $F_s=1.5$ は、確保されるべき安全率の最小値であり、この値は、地盤支持力に関する情報が経験を有する地盤技術者により精度良く把握されている場合に用いることができる数値である。

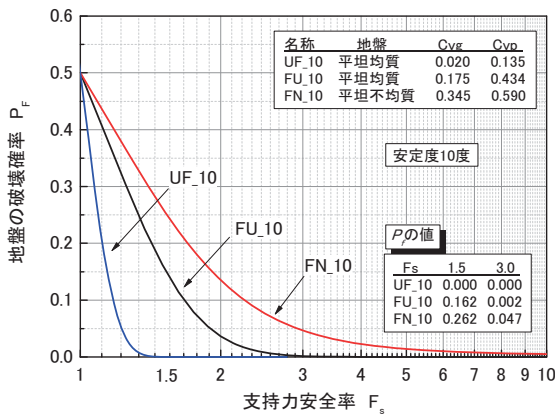
本研究で平坦均質を再現したウレタン地盤から得られたUF_5とUF_10の結果を見ると、 $F_s=1.5$ では両 P_F の値がほぼゼロである。すなわち、バラツキがない場合は $F_s=1.5$ を与えることによって破壊の危険がほぼゼロとなる。しかし、自然材料である関東ローム地盤では、同一 F_s に対する P_F の値が増加する。均質に作製したFU_5とFU_10でも、 $F_s=1.5$ の時にはそれぞれ $P_F=0.122$ と0.182であり、さらに C_{vg} が0.345に増加した条件では $P_F=0.273$ と0.282に増加する。すなわち、支持力がバラつく地盤では破壊の危険も高くなる。

建築基礎構造設計指針に示された $F_s=1.5$ はバラツキが少ない理想的な地盤条件を前提とした推奨値と仮定する

と、UF_5 と UF_10 では $F_s=1.5$ の時に $P_F \approx 0.001$ が得られていることに符合する。 $P_F < 0.001$ が安全の標準レベルとすれば、同 P_F レベルを C_{vg} が 0.175 の均質なローム地盤において達成するためには、 $F_s > 3.0$ がくい打機使用における地盤支持力の安全要件となる^{10), 11)}。



a) 安定度 5 度の場合



b) 安定度 10 度の場合

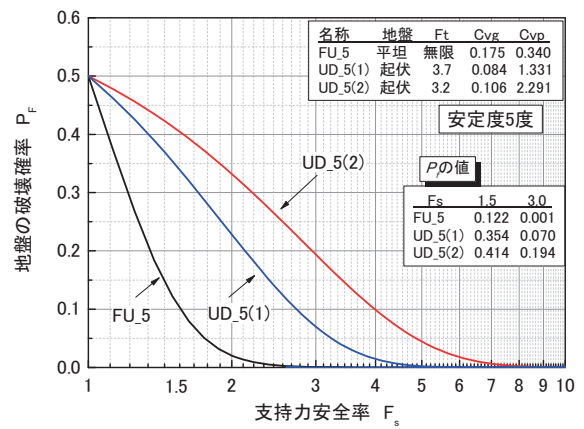
図 8-3-2 支持力のバラツキが異なる地盤における支持力安全率 (F_s) と地盤の破壊確率 (P_F) の関係

8.3.3 表面の起伏が破壊確率に与える影響

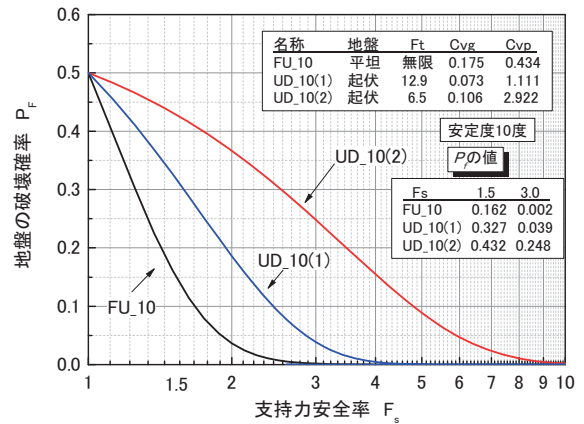
図 8-3-3 に表面に存在する起伏条件の違いが F_s と P_F の関係に与える影響を示す。名称 FU は関東ロームで作製した平坦かつ均質地盤における実験に基づいた解析結果であり、UD は関東ロームで作製した起伏地盤における

結果を示す。起伏条件は先の第 6 章に述べたとおり、地盤をレーザースキャンしたデータを頻度解析して、傾斜安全率 (F_t) で指標化している。 F_t は地表の平均傾斜に対する機体安定度の比であり、値が大きいほど安定な条件であることを意味する。平坦地盤では F_t が無限となる。

安定度 5 度と 10 度に共通して、 F_s の増加に伴って P_F は減少している。しかし、地表の起伏条件の違いにより F_s と P_F の曲線には差が見られ、 F_t の値が大きくなるほど同一 F_s に対する P_F の値は大きい。



a) 安定度 5 度の場合



b) 安定度 10 度の場合

図 8-3-3 地盤表面の起伏条件が異なる地盤における支持力安全率 (F_s) と地盤の破壊確率 (P_F) の関係

安定度が5度の場合を見ると $F_s=3.0$ の場合は、地表が平坦なFU_5では P_f が0.001であり最も小さい。しかし、 F_i が減少すると P_f は増加し、UD_5(1)では $P_f=0.070$ 、UD_5(2)では $P_f=0.194$ となる。安定度が10度の場合についても5度の場合と同様な傾向が見られ、地盤の破壊確率は表面の起伏によっても左右され、起伏が大きくなるほど破壊確率は高くなることがわかった。

8.4 機体の転倒に対する安全の検討

8.4.1 機体の不安定確率の算出方法

機体の転倒に対する安全を検討するにあたって、はじめに機体が「不安定」である条件を、機体に残存する正味の安定度が5度以下となる場合と定義する。

先に述べた通り車両系建設機械構造規格ではくい打機の安定度を5度以上とする最低基準が定められている。ここで正味の安定度とは、実際の機体に設定された安定度から自走中の揺動により生じた機体傾斜を差し引いた値であり、経過時間に対して変動する。

この不安定に関する限界状態関数を H_f と定義すると、 H_f の関係式は(8-4-1)で表される。

$$H_f(\theta_r) = \theta_a - \theta_r \quad (8-4-1)$$

ここで、 θ_a はくい打機に設定された安定度であり、通常の施工では経験的な余裕が加算された値となっている。 θ_r は自走中の機体に揺動で生じた傾斜である。

θ_a は確定値であり、 θ_r は正規分布に従った変動値と仮定する。従って、 H_f も正規分布するものとして扱う。不安定に対する安全と危険は式(8-4-5)によって表される。

$$\begin{cases} H_f(\theta_r) > \theta_s & \text{安全} \\ H_f(\theta_r) < \theta_s & \text{危険} \end{cases} \quad (8-4-2)$$

ここで、 θ_s は車両系建設機械構造規格に定められた機体の安定度の最低基準値である。従って、この値も確定値として扱うことができる。不安定危険の確率(P_T)は式

(8-4-3)により求められる。

$$\begin{aligned} P_T &= P(H_f < \theta_s) \\ &= F_H(\theta_s) = \Phi\left(\frac{\theta_a - \mu_H}{\sigma_H}\right) \end{aligned} \quad (8-4-3)$$

ここで、 μ_H と σ_H は平均値と標準偏差である。 F_H は確率分布関数であり、 Φ は F_H によって表された標準正規分布である。

8.4.2 表面の起伏が不安定確率に与える影響

図8-4-1は傾斜安全率(F_i)と不安定危険の確率(P_T)の関係を示す。図にプロットした結果は機体に10度と15度の安定度を与えて行った自走実験から得られた結果であり、比較した全ての重心と走行速度を含む。 F_i の増加に伴って、 P_T には減少が見られる。 $F_i - P_T$ 関係の上限は $F_i=8$ 付近で屈曲点を示し、 P_T は約0.05を示す。 $F_i > 8$ では P_T の値が収束しており、不安定危険を低減させるために必要な F_i の閾値は $F_i > 8$ とすることが適当と見ることができる¹²⁾。

$F_i = 8$ を用いて必要な地表の平均傾斜(θ_m)を求めると、機体の安定度(θ_a)が10度の場合には式(8-4-5)のように1.25度以下とする最低基準が導ける。

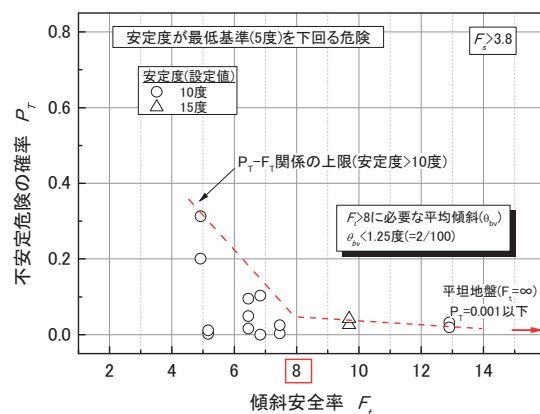


図8-4-1 傾斜安全率(F_i)と不安定危険の確率(P_T)の分布

$$\begin{aligned} \theta_{bv} &= \frac{\theta_a}{F_t} \\ &= \frac{10}{8} \\ &= 1.25 \end{aligned} \tag{8-4-4}$$

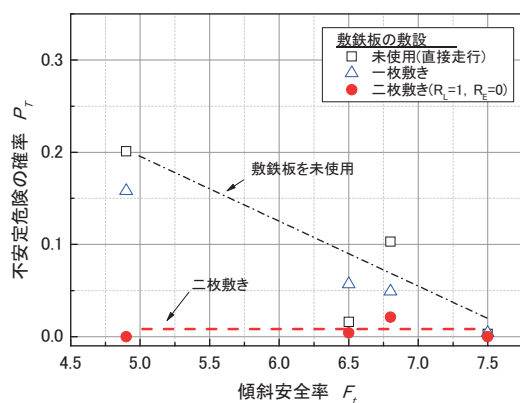


図 8-4-2 敷鉄板の敷設が不安定危険の確率 (P_T) に与える効果

図 8-4-2 は敷鉄板の有無および敷設枚数の違いが P_T に与える効果を比較して示す。先にも述べた通り、異なる起伏条件の地盤を履帯で直接走行させた結果、 F_t の増加に伴って P_T は減少することが明らかになった。これに加えて、同じ地盤に敷鉄板を敷設してくい打機を走行させ、この敷設が P_T に与える影響について調査した。

敷鉄板の敷設方法は「一枚敷き」と「二枚敷き」である。「一枚敷き」は重複無く連続的に配置させた敷設のケースであり、「二枚敷き」は重複度(R_L)の値が 1 であり、偏心率(R_E)の値は 0 となるように配置したケースである¹³⁾。この「二枚敷き」条件の詳細については第 7 章に譲るが、敷鉄板を隙間無く重複させるとともに、その重複が対称となるように配置した場合を意味する。

同一 F_t に対する P_T の値を比較すると、一部の結果を除いて敷鉄板の敷設は P_T を減少させることがわかる。さらに、一枚敷きと二枚敷きを比較すると、全ての F_t に対して二枚敷きによる P_T の低減効果が顕著に認められる。一方、一枚敷きについては P_T の低減効果は必ずしも明確でない。未使用のケースの P_T と比べて値が大きく低下する

ケースもあったが、効果が少ないケースも見られる。さらに、 $F_t = 6.8$ では一枚敷きのケースが未使用のケースよりも P_T は大きくなっている。これは、一枚敷きでは起伏の周期と同調するような敷設位置になると揺動をむしろ増大させる可能性があることを示しており、危険となる場合があることもわかった。

以上の通り、構造規格に定められた安定度 5 度の条件を自走中の揺動により下回る可能性を不安定危険と定義し、不安定危険の確率(P_T)に基づいて安全な自走に必要な地表の起伏条件を議論した。そして、 P_T を安全なレベルに低減させるために必要な傾斜安全率(F_t)は 8 以上とすることが有効なことを明らかにした。この結果に基づいて、機体に設定する安定度(θ_b)は 10 度以上とする許容基準を提案し、 $F_t > 8$ を満足させるために必要な地表の平均傾斜(θ_{bv})が 1.25 度(2/100)以下であることを示した。なお現場地盤の θ_{bv} 評価については、道路工事のたわみ計測に用いられるベンゲルマンビーム試験¹⁴⁾などを利用した方法が考えられる。

次いで、起伏地盤に対する敷鉄板の敷設による P_T の低減効果を調査した。その結果、敷鉄板の二重敷きによる P_T の低減効果は明確であるが一枚敷きのそれは必ずしも明確でなく、くい打機のような移動荷重に対しては敷鉄板を二重敷きする必要があることを明らかにした。

8.5 まとめ

本章では、現場内を自走するくい打機が不安定化する要因について、機械側条件と地盤側条件の両面からの検討を行った。検討に用いた実験の結果一覧を表 8-5-1、表 8-5-2 及び表 8-5-3 に示し、明らかになった事項を以下に要約する。

8.5.1 機械側条件が安定性に与える影響

(1) 安定度と不安定さの関係

自走中の機体に生じる傾斜角(θ)の時刻歴変動について

て頻度解析を実施し、その平均値(μ)と標準偏差(σ)を調べた。その結果、機体に設定した安定度(θ_a)の値が大きいくほど μ は小さくなり、また μ の減少に伴って σ も減少することを明らかにした。また支持力安全率(F_s)が 0.8 と 1.5 の場合を比較した結果、同一 θ_a に対する μ と σ の値は $F_s=0.8$ の方が大きくなり、 F_s の低下は機体の揺動を増加させることがわかった。

自走中の履帯に生じる接地圧力については、機体のバランス上前方車軸(FS)での値が最も大きくなる。この FS の圧力分担率の平均値(μ_p)と標準偏差(σ_p)を調べた結果、 θ_a の増加に伴う μ_p と σ_p の減少が確認され、接地圧力は揺動に関連した反応であることが確かめられた。なお、 θ_a の増加に伴う圧力分担率の変化は揺動のそれに比べて緩慢であることもわかった。

接地圧力の理論値に対する実験値の比を理論圧力比(R_p)と定義し、 θ_a の違いによる変化を調べた。その結果、 R_p の値はほぼ 1 を示し、理論値にほぼ一致することが確かめられた。なお、 $\theta_a=5$ では $R_p < 1$ となり実験値は理論値より小さくなった。この理由は θ_a の減少により機体が不安定化し、揺動がロッキング的な応答を生じさせたために、理論上反力が発生しない後側車軸(RS)に荷重が分散し FS の μ_p は解析上小さくなったと考えられる。

(2) 重心高さと不安定性の関係

同一安定度を有する機体について、重心高さの違いが不安定性に与える影響を明らかにするために、高さ不安定度(I_T)を定義した。小型走行体のリーダー部に与えた付加質量の搭載高さの違いから、実験条件を高重心と低重心の 2 つに大別して時刻歴変動を整理した。その結果、 I_T の増加に伴って μ と σ はともに増加することが確かめられた。また F_s は I_T と θ_a の関数に与え、 F_s が低いほど同一 I_T に対する θ_a の値は大きくなることがわかった。

また I_T と R_{FS} の間にも θ_a との関連性が同様に確認され、 I_T の増加に伴う μ_p と σ_p の増加が明らかになった。従って、機体はトップヘビーになるほど、走行中に生じる揺動と

傾斜は大きくなり、これに伴う接地圧力の変動も大きくなることがわかった。

(3) 走行速度と不安定性の関係

走行速度の違いが揺動に与える影響を実大換算速度が 0.8km/h と 1.3km/h の 2 ケースについて比較した。この速度は通常の移動速度とそれよりも低い速度に該当する。 F_s が異なる平坦地盤での時刻歴変動を比較した結果、速度の違いが不安定性に与える影響は少ないことがわかった。なお、表面に起伏を有する地盤では走行速度の違いは揺動周期に影響する。

8.5.2 地盤側条件が安定性に与える影響

(1) 支持力のバラツキと不安定性の関係

支持力のバラツキが異なる平坦地盤を自走させた時の θ_a の比較から、支持力のバラツキ増加は θ_a を増加させることが確かめられた。模型地盤のせん断抵抗分布をベーン試験して調査し、得られた値から変動係数(C_{vg})を求め、 C_{vg} と C_{vp} には関連があることを明らかにした。

(2) 表面起伏と不安定性の関係

地盤表面に存在する起伏をレーザースキャンしたデータから頻度解析し、これから得られる平均傾斜(θ_{av})を定義した。さらに、 θ_{av} に対する θ_a の比を傾斜安全率(F_i)と定義し、 θ_a と R_{FS} との関係を調べた結果、 μ は F_i に対してほぼ一定を示すことがわかった。一方、 θ_a の変動係数(C_{va})は F_i の増加に伴って減少し $F_i > 8$ では 1 から 1.5 に収束するが、 $F_i < 8$ では揺動を増加させることがわかった。

μ_p も F_i に対して約 0.2 の一定値で分布するが、 C_{vp} は F_i の増加に対して減少する。従って、 F_i の増加は傾斜と接地圧力の変動を減少させ、機体を安定させることがわかった。

8.5.3 支持地盤の破壊に対する安全の検討

くい打機が自走する際に支持地盤が破壊する確率(P_F)を解析し、安定度と支持力のバラツキが破壊危険に与える影響を評価した。その結果、 F_s の増加により P_F の値が減少する共通した傾向が確認された。さらに同一 θ_a に対する P_F の値は θ_a が低いほど大きくなることが明らかになり、安定度が大きいくい打機の方が破壊確率は小さくなることがわかった。

また支持力のバラツキの違いにより F_s と P_F の関係には差が見られ、 C_{vg} が大きくなると同一 F_s に対する P_F の値は大きくなる。施工現場では $F_s=1.5$ による地耐力照査を行う場合が多い。しかし、 $C_{vg}=0.175$ の場合は $P_F=0.162$ を有し、 $F_s=3.0$ に増加させることによって $P_F=0.002$ に低減できる。従って施工現場においては C_{vg} が0.2以下となるように地盤養生するとともに、 F_s は3.0以上とすることを提案した。さらに起伏を有する地盤では P_F の値が増加し、 F_t の値が大きくなるほど同一 F_s に対する P_F の値は小さくなることも明らかにした。

8.5.4 機体の転倒に対する安全の検討

車両系建設機械構造規格に定められた安定度5度を自走中の揺動により下回る場合を不安定危険と定義し、不安定危険の確率(P_T)に基づいて安全な自走に必要な地表の起伏条件を議論した。そして、 P_T を安全なレベルに低減させるために必要な傾斜安全率(F_t)は8以上とすることが有効なことを示した。この結果に基づいて、機体に設定する安定度(θ_a)は10度以上とする許容基準を提案し、 $F_t > 8$ を満足させるために必要な地表の平均傾斜(θ_b)が1.25度(2/100)以下であることを示した。

次いで、起伏地盤に対する敷鉄板の敷設による P_T の低減効果を調査した結果、敷鉄板の二重敷きによる P_T の低減効果は明確であるが一枚敷きのそれは必ずしも明確でなく、くい打機のような移動荷重に対しては敷鉄板を二重敷きする必要があることを明らかにした。

8.6 参考文献

- 1) 前田周吾, 末政直晃, 玉手 聡, 堀 智仁: 地盤支持力の平面的なバラツキがくい打機の自走時揺動に与える影響(その1) — 遠心模型実験のモデル化と実験条件 —, 土木学会第65回年次学術講演会 CD-ROM, pp.605-606, 2010.
- 2) 前田周吾, 末政直晃, 堀 智仁, 玉手 聡: 遠心模型実験におけるくい打機の走行挙動と地盤起伏の関係 — その1: 実験概要および条件 —, 第45回地盤工学研究発表会平成22年度発表講演集, pp.13-14, 2010.
- 3) 堀 智仁, 玉手 聡, 前田周吾, 末政直晃: 遠心模型実験におけるくい打機の走行挙動と地盤起伏の関係 — その2: 挙動解析 —, 第45回地盤工学研究発表会平成22年度発表講演集, pp.11-12, 2010.
- 4) 玉手 聡, 堀 智仁: 走行地盤の起伏とくい打機の揺動に関する実験的解析, 安全工学シンポジウム2010講演予稿集, pp.446-449, 2010.
- 5) 星谷 勝, 石井 清: 構造物の信頼性設計法, 鹿島出版会, pp.50-95, 1997.
- 6) 松尾 稔: 地盤工学 — 信頼性設計の理念と実際 —, pp.64-72, 1984.
- 7) (社)日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 I 共通編 IV 下部構造編, pp.266-294, 2006.
- 8) (社)日本建築学会: 建築基礎構造設計指針, pp.117-129, 1996.
- 9) Lloyd, D.: "SP 131- Crane Stability on Site: an introductory guide", CIRIA (Construction Industry Research and Information Association), UK, 2003.
- 10) 玉手 聡, 堀 智仁, 前田周吾, 末政直晃: 地盤支持力の平面的なバラツキがくい打機の自走時揺動に与える影響(その2) — 実験的評価に基づく地盤破壊の危険性について —, 土木学会第65回年次学術講演会 CD-ROM, pp.607-608, 2010.
- 11) 玉手 聡, 堀 智仁: 重機を反力とした簡易な支持力試験の検討, 第45回地盤工学研究発表会平成22年

度発表講演集, pp.33-34, 2010.

- 12) 玉手 聡 : 大型建設機械の不安定性と転倒防止のための安全要件, 厚生労働科学研究費成果発表シンポジウム, <http://www.niph.go.jp/symposium2010/>
- 13) 堀 智仁, 玉手 聡 : 敷鉄板の敷設方法と地盤支持力に関する実験的解析, 平成 22 年度建設施工と建設機械シンポジウム論文集・梗概集, pp.889-92, 2010.
- 14) (社)日本道路協会:舗装調査・試験方便覧 第4分冊, pp.210-212, 2010.

ファイル名	重心位置 (ウレタン地盤)	付加質量	安定度	付加質量	重心位置			cm/sec	Fs	速度			変動係数	標準偏差	変動係数			
					Gy	Gy/B	Gy/H			平均値	標準偏差	理論値				実験値	標準偏差	変動係数
2009Mobile_1104D05	通常走行 (UF-1)	980	5	980	25.981	1.856	0.306	40	1.5	1.120	0.533	0.476	0.865	0.534	0.085	0.160		
2009Mobile_1104D03			10		20.151	1.439	0.237	36	1.5	0.930	0.274	0.295	0.415	0.540	0.073	0.135		
2009Mobile_1104D01			15		16.509	1.179	0.194	36	1.5	0.774	0.212	0.274	0.353	0.468	0.092	0.196		
2009Mobile_1105D01	通常走行 (UF-1)	980	5	980	21.809	1.558	0.257	36	1.5	1.098	0.247	0.225	0.604	0.635	0.093	0.146		
2009Mobile_1105D02			10		18.158	1.297	0.214	36	1.5	0.907	0.241	0.266	0.435	0.592	0.101	0.172		
2009Mobile_1105D04			15		15.806	1.129	0.186	36	1.5	0.866	0.267	0.308	0.360	0.448	0.086	0.192		
2009Mobile_1104D04	低速走行 (UF-1)	440	10	440	20.151	1.439	0.237	22	1.5	0.924	0.255	0.276	0.415	0.540	0.087	0.161		
2009Mobile_1105D03			10		18.158	1.297	0.214	22.5	1.5	0.918	0.243	0.265	0.435	0.552	0.098	0.177		
2009Mobile_1106D03			5		25.981	1.856	0.306	35	0.8	1.733	0.952	0.549	0.539	0.418	0.049	0.117		
2009Mobile_1106D01	通常走行 (UF-2)	440	10	440	20.151	1.439	0.237	36	0.8	1.452	0.685	0.472	0.415	0.363	0.067	0.185		
2009Mobile_1105D11			15		16.509	1.179	0.194	37	0.8	1.211	0.581	0.480	0.353	0.357	0.061	0.169		
2009Mobile_1105D09			5		21.809	1.558	0.257	37	0.8	2.402	1.466	0.610	0.604	0.520	0.114	0.219		
2009Mobile_1105D06	通常走行 (UF-2)	150	10	440	18.158	1.297	0.214	37	0.8	1.937	0.754	0.390	0.435	0.503	0.027	0.053		
2009Mobile_1105D05			15		15.806	1.129	0.186	37	0.8	1.249	0.436	0.350	0.360	0.345	0.037	0.108		
2009Mobile_1106D02			10		20.151	1.439	0.237	22.5	0.8	1.530	0.754	0.493	0.415	0.366	0.059	0.162		
2009Mobile_1105D07	低速走行 (UF-2)	440	10	440	18.158	1.297	0.214	22.5	0.8	2.040	0.981	0.481	0.435	0.538	0.040	0.074		

付加 安定度	重心位置	速度	支持力 安全率 F _s	機体傾斜角			接地圧分布割合(Fs)						ハンドベーン			地盤の破壊確率		
				平均値	標準偏差	変動係数	理論値(P _r)	実験値(P _e)	P _e /P _r 値	平均値	標準偏差	変動係数	F _s =1.5	F _s =2.0	F _s =3.0	F _s =4.0		
																	標準偏差	変動係数
5	980	36	3.8	1.012	0.415	0.410	0.539	1.000	1.855	27.569	1.855	94.280	19.561	0.207	0.4919	0.4855	0.4710	0.4566
10	440	36	3.8	0.887	0.296	0.334	0.415	0.204	0.493	209.181	0.493	94.280	19.561	0.207	0.4994	0.4980	0.4959	0.4937
5	980	35	3.8	0.399	0.482	1.209	0.539	0.661	1.226	0.340	0.340	73.151	12.821	0.175	0.1222	0.0202	0.0007	0.0000
10	440	34	3.8	0.395	0.465	1.179	0.415	0.604	1.457	0.434	0.434	73.151	12.821	0.175	0.1621	0.0364	0.0017	0.0000
5	980	37	3.8	1.007	0.343	0.340	0.539	0.474	0.879	0.635	0.635	73.605	26.043	0.354	0.2729	0.1465	0.0530	0.0266
10	440	26	2.8	0.925	0.215	0.240	0.415	0.269	0.989	0.500	0.500	72.605	26.043	0.254	0.2644	0.1289	0.0409	0.0959

表 8-5-2 関東ロームで平坦な地盤(FUとFN地盤)を再現して行った遠心場走行実験の結果一覧

9 転倒防止のための安全要件

本章では先に述べた結果に基づいて、くい打機等の大型建設機械の転倒防止に必要な安全要件を提案する。この提案は英国基準(British standard)が示す Code of practice¹⁾の考え方を参考に検討したものである。BSには基準化された個別のルールとは別に Code of practice と呼ばれる規範があり、基準に準じた安全上の要件が示されている。最低基準である規則をベースに許容値を規範として示すことは、安全上必要な措置を具体化できるメリットがあり、災害防止の有効な方策になり得ると筆者は考えている。

そこで本研究のまとめとして、くい打機が建設現場を安定して自走をするために必要な規範をここでは安全要件と言い換え、以下の通り提案する。

9.1 条件と閾値の提案

(1) 自走時の安定度

くい打機が自走する際の安定度は10度以上とすることが望ましい。

<解説>

安定度とは転倒支線に対する機体の限界傾斜角を意味する。安定度はくい打機の安定性を左右する最も重要な機械側の条件である。車両系建設機械構造規格ではくい打機等について安定度を5度以上と定めており、機体が最も不利な条件に対して満足させなければならない。一方、欧州規格ではこの値を機種と使用状況に応じて定めており、特に不安定な自走時については危険性を考慮して基準値が8度または10度以上に引き上げられている。

本研究では自走中に生じる機体傾斜角と安定度の関係を実験的に調査したところ、安定度を増加させることによって、揺動は減少することが確かめられた。例えば先の図8-1-1は、自走中のくい打機の平均傾斜角が安定度の増加に対して明確な減少を示している。予め10度以上の安定度を与えることにより、自走中の機体に残存する正味の安定度が基準値の5度以上となり転倒リスクの減少が可能となる。なお、この値は後述する地盤の支持力条件と起伏条件が同時に満足されることを前提とするものであり、両条件が満足されない場合はそのことによる不安定さを考慮して安定度をさらに加算する必要がある。

(2) 設置地盤の支持力安全率

設置地盤の支持力安全率は3以上とすることが望ましい。

<解説>

支持力安全率(F_s)を設置地盤に働く載荷圧力(q_a)に対する極限支持力(q_u)の比と定義する。

$$F_s = \frac{q_u}{q_a} \quad (9-1)$$

F_s はくい打機に生じる傾斜を左右する地盤側の重要な指標と言える。先に述べたとおり労働安全衛生規則ではくい打機等を設置する際の脚部の沈下防止²⁾を義務づけており、また車両系建設機械構造規格では設置地盤が水平かつ堅固³⁾であることを前提に基準値を示している。現在は $F_s > 1.5$ とする地盤養生がくい打機の施工で慣例的に用いられており、この値は建築基礎構造設計指針⁴⁾に示された短期許容支持力の安全率に一致するものである。すなわち、くい打機による施工は一時的であるため短期と見られ、 $F_s > 1.5$ が用いられているようである。しかし、くい打機を自走させる際の F_s にどの程度の安全の余裕を加算するかは、 q_a と q_u の不確かさに左右される。

先の図 8-3-2 では F_s と地盤の破壊確率(P_F)の関係を示し、同一 F_s に対する P_F の値が地盤支持力の変動係数(C_{vg})によって異なることを明らかにした。例えば $C_{vg}=0.175$ の平坦均質な地盤を走行させた場合でも $F_s=1.5$ では $P_F=0.15$ 程度の破壊確率を有するが、 $F_s=3.0$ にすると $P_F=0.002$ 程度に減少できることがわかった。従って、くい打機を自走させる地盤については支持力安全率(F_s)を 3.0 以上とし、 C_{vg} は 0.175 以下に養生することが必要である。なお、 C_{vg} が増加すると揺動も増大し、接地圧力の変動係数(C_{vp})は大きくなる。その結果、同一 F_s に対する P_F はさらに大きくなるため、支持力のバラツキが大きい地盤では F_s の値をさらに加算する必要がある。

(3) 施工現場の起伏

施工現場の勾配は 1.25 度以下(約 2/100 以下)とすることが望ましい。

<解説>

施工現場には掘削や埋め戻しによって起伏が生じやすいが、敷鉄板を表面に設置すると元の起伏の確認が難しくなる。ここでの勾配は敷鉄板を敷設する前の地盤上での値と定義し、起伏内に存在する勾配を検討の対象とする。なお、この起伏は波長(L)が式(9-2)に示す一定の間隔以上のものであり、間隔が短いものは含めない。

$$L > 2 \times G_x \quad (9-2)$$

ここで、 G_x は転倒支線から重心までの水平距離である。

勾配は移動経路上を連続的に調査し、その最大値が 1.25 度以下(約 2/100 以下)にする。なお、通路坂道の自走に際してはその勾配による効果を安定度に考慮して安全に配慮するものとする。以下に起伏条件の提案に至る考察を簡単に述べる。

ソイルミキシングウォール(SMW)設計施工指針(改訂版)⁵⁾では転倒防止に必要な敷地内地盤の高低について、「作業床 1/100 以内、通路部 1/10 以内(約 5 度)」とすることを推奨している。しかしこの値は場内の一定傾斜を指すものであり、通常起伏は考慮されない。本研究では式(9-2)

によって対象とする起伏を抽出し、地盤起伏を平均傾斜(θ_{bv})により指標化した。そして、 θ_a に対する安定度(θ_a)の比を式(9-3)のように傾斜安全率(F_t)と定義した。

$$F_t = \frac{\theta_a}{\theta_{bv}} \quad (9-3)$$

ここで θ_a は機体に設定した安定度であり、 θ_{bv} は各波長毎に存在する最大勾配の平均値である。

揺動した機体に残存する正味の安定度が5度以下になることを「不安定危険」と定義し、不安定危険の確率(P_T)を解析的に求めた。先の図8-4-1には F_t と P_T の関係を示した。 F_t の増加に伴い P_T には減少が見られた。そして F_t - P_T 関係の上限は $F_t=8$ 付近で屈曲点を示し、その時の P_T は約0.05であることがわかった。 $F_t>8$ で P_T の値が収束したことから、不安定危険を低減させるためには閾値を $F_t>8$ とすることが適当と判断した。 $F_t=8$ と $\theta_a=10$ を式(9-3)に代入して θ_{bv} を求めると1.25度が得られた。従って、くい打機の安定度が10度以上の場合には地盤勾配を1.25度(約2/100)以下にすることによって P_T が0.05以下となり、安全な状態を確保できる。

以上のとおり、本検討では転倒の危険性が高い現場内での自走に着目し安全要件を提案した。ここに示した要件には作業上の不確実性を考慮した余裕が見込まれており、最低基準を定める国内規則等を包含するものとなっている。但し、各要件は相互に関係性を有しているため同時に条件を満足する必要がある。また想定外の条件や部分的に閾値を下回るような条件での対応については別途検討が必要である。

9.2 参考文献

- 1) British Standards Institution : “Code of Practice for Safe Use of Cranes” , BS 7121, 1989.
- 2) 労働調査会 : 安衛法便覧 I, 労働安全衛生規則車両系建設機械構造規格, pp.966-967, 2007.
- 3) 労働調査会 : 安衛法便覧 II, 車両系建設機械構造規格, pp.512-516, 2007.
- 4) (社)日本建築学会 : 建築基礎構造設計指針, pp.117-129, 1996.
- 5) (社)日本材料学会 : ソイルミキシングウォール(SMW)設計施工指針(改訂版), SMW 掘削機械転倒防止のための重点管理基準, p.78, 2002.

10 まとめ

10.1 概説

本研究はくい打機に代表される大型の基礎工事用機械の転倒防止を目的に、その安定設置に必要な要件を検討した。本研究は大きく 6 つの内容から構成され、1)災害調査、2)安全基準の国際比較、3)現場実大実験による自走挙動の計測、4)遠心場走行実験による危険要因の解明、5)履帯基礎の支持力と敷鉄板の養生性能に関する実験的解明、6)不安定要因の分析と安全要件の検討である。本章ではまとめとして、各章で得られた知見を要約する。

10.2 第 1 章の要約

第 1 章は序論であり、本研究の背景、目的ならびに構成を述べた。その主な内容は、次の通りである。

- 1) 労働安全衛生規則では施工現場におけるくい打機等の設置について脚部の沈下防止を義務づけている。しかし、沈下防止のための支持力条件や必要な安全レベルの選択については事業者に委ねられている現状がある。
- 2) 車両系建設機械構造規格ではくい打機等の安定度を 5 度以上と定めているが、設置地盤は水平堅固を仮定としており、不同沈下による機体傾斜とこれによる不安定さが厳密には考慮されていない。
- 3) 都市部の開発では地盤改良や基礎工事は不可欠であり、くい打機等の使用は近年増加している。従って、その転倒防止に必要な安全対策の検討は急務な課題となっている。
- 4) 本研究で着目する機体と地盤の不安定要因を示し、その解明に必要な研究課題を整理した。くい打機に関する地盤工学的な問題点と本研究の構成が述べられている。

10.3 第 2 章の要約

第 2 章では 2 件の災害事例の分析に基づいて、発生原因とその傾向を述べた。主な内容は次の通りである。

- 1) 転倒は機体の傾斜が安定限界を超えることによって発生する。安定度の基準値は水平堅固な地盤に対する設置を前提としているため、地盤沈下に対する余裕がほとんど見込まれていない。そのため実際の作業では、安全の余裕を安定度に加算して値を設定することが必要なことがわかった。
- 2) くい打機を使用する前に地耐力照査が為されておらず地盤養生も不十分であった。くい打機は大型であり自重は数十トンから百数十トンにも達する。一方、その設置に対する地盤の支持力確認は目視や踏査で判断されているのが現状である。しかしながらこのような重量物の地耐力照査を経験的に判断することは危険であり工学的な地盤調査が不可欠である。くい打機の諸元と作業方法に基づいて接地圧力を求め、支持力との比較に基づいて安全率を照査することが必要であり、その結果に基づいて必要な地盤養生を講じなければならない。
- 3) 建築現場の基礎工事ではくい打機が敷地内の移動を繰り返して施工するため、広い敷地内を自走する土木現場とは異なった安全対策が必要である。特に、削孔部の周辺は地盤が軟弱化するため、安定の確保には確実な養生が不可欠である。
- 4) 施工中の現場地盤に関する安全基準の制定を求める施工者からの声も聞かれた。特に近年は解体を伴う新築工事も増加しているが現場地盤の土質や埋設物の状態が不明確なまま大型重機が使用される場合も多い。施工上の基準が明確でないため、地盤の調査費や養生費は適切に積算されておらず、結果的に安全対策が不十分となっているように思われた。

10.4 第3章の要約

第3章では転倒防止に関する安全基準の国際比較を述べた。その主な内容は次の通りである。

- 1) 安定度(stability angle)はくい打機の転倒を防止するための重要な基準であるが、閾値と適用条件には国内外で差も見られた。
- 2) 日本の安定度は最低基準として一つの値のみを示しているが、欧州基準は機種や作業条件に応じた値を示しており、安全性照査のための検討が日本のそれに比べて詳細に解説されている。
- 3) 欧州基準では転倒が多い自走時の安定度の閾値を高めて安全な設定とすることを課している。なお施工時に検討する動的安定度は自走時の不安定要因に含められておらず、閾値の引き上げによって安全性が高められていることがわかった。
- 4) 自走時の転倒危険については機械側条件の記述があるものの、地盤側条件については国内外の両基準で明確にされておらず、研究の必要性が確認された。

10.5 第4章の要約

第4章は東京国際空港国際線地区エプロン等整備事業が行われていた工事現場において行った実大現場実験について述べた。主な内容は次の通りである。

- 1) 水平かつ堅固な地盤条件で実大走行実験を行った。機体の3箇所に加速度計を設置して自走時の揺動を実測した。Acc1(リーダー上部)とAcc2(リーダー下部)の応答加速度を比較し、揺動は上方で増幅していることがわかった。また、Acc1の最大値は約 1m/sec^2 であった。
- 2) リーダー上部における応答加速度について、 A_x (前後方向成分)と A_y (左右方向成分)を平面上に投影してその軌跡を見たところ、ほぼ対称な楕円状の分布が確認された。前方直進時における加速度の最大振幅は A_x が 1m/sec^2 、 A_y は 1.5m/sec^2 である。走行方向に比

べて左右方向に幾分大きな応答が見られた。

- 3) 応答加速度の周波数解析を行った結果、 A_x と A_y にはそれぞれ0.4Hzと0.3Hzにピークが見られた。これは本実験に用いたくい打機の特徴を示すものであるが、走行時には長周期的な揺れが生じることが明らかになった。
- 4) 前方直進と後方直進において、それぞれ1.0km/hと1.2km/hの速度で走行させた。定常的な直進時の揺動には速度増加に伴う加速度振幅の増加が見られるものの、顕著な差はみられなかった。しかしながら、進路方向の修正時に与えられる履帯の制動は機体によって生じる応答加速度の最大値は速度の増加に伴って大きくなることがわかった。

10.6 第5章の要約

第5章ではくい打機のモデル化と実験装置の開発および実験条件を述べた。主な内容は次の通りである。

- 1) 実機と重心位置が相対的に等しい小型走行体モデルを設計し、重心と安定度が任意に設定できる構造を与えた。遠心場における精度の高い走行を可能にさせ、信頼性の高いデータを蓄積することができた。
- 2) 遠心模型実験装置やデータ収録装置、センサー、高速度ビデオカメラ、実験容器、模型地盤を作製するための試料に関する項目について記述した。
- 3) 遠心場走行実験の実験条件の詳細を述べた。本研究ではポリエチレンフォームと関東ロームを用いて走行地盤を模擬した。支持力分布のバラツキと表面起伏が異なる模型地盤を作製し、自走するくい打機の応答を比較した。機械側の条件では、安定度、重心位置、走行速度を変えて実験を行った。

10.7 第6章の要約

第6章では遠心場走行実験のデータ整理の方法と代表

的な実験結果を示した。主な内容は次の通りである。

- 1) 遠心場走行実験を全 55 ケース実施した。機械側条件と地盤側条件が異なる実験から不安定要因を調査する検討の流れを示した。
- 2) 安定度、重心高さ、走行速度を機械側条件のパラメータとし、支持力安全率、支持力の不確実性(バラツキ)、地表の起伏を地盤側条件のパラメータとする比較条件を示した。
- 3) 地盤支持力のバラツキや地表起伏の評価方法を示すとともに、実験から揺動と接地圧力の解析方法を示した。そして支持力のバラツキと起伏はくい打機の揺動を増幅させ、これに伴って接地圧力の変動も増加させることを明らかにした。

10.8 第7章の要約

第7章は履帯基礎の支持力と敷鉄板の養生性能を調べる実験の概要と実験結果を示した。主な内容は次の通りである。

- 1) くい打機の下部走行体に備わる履帯と地盤の支持力問題について実験的な調査を行った。その結果、支持力は中央載荷の時に最大となり、偏心量の増加に伴って減少することが確認された。
- 2) 敷鉄板による地盤養生の効果を実験的に解析した。自走するくい打機の載荷を移動荷重としてモデル化し、載荷位置と支持力の関係を調べた。一枚敷きの場合、端部載荷時の分散効果が中央載荷時のそれに比べて約2割程度まで低下することを明らかにし、くい打機に対して一枚敷きで養生することは不安全であることを示した。
- 3) 敷鉄板の敷設方法の分類と指標を新たに定義し、二枚敷きの方法の違いが分散効果に与える影響を調べた。その結果、分散効果は重ね方によって大きく異なり、使用方法を誤ると効果は一枚敷きと変わらないことを示した。
- 4) くい打機が敷鉄板上を移動する際に不同沈下が生じ

ると、機体は傾斜して不安定化する。そのため分散効果は均一化するように敷鉄板を二枚敷きすることが安全上重要なことを示した。

10.9 第8章の要約

第8章ではくい打機の不安定要因の解析結果を示した。機械側要因と地盤側要因の両面から転倒に与える影響を議論し、その結果に基づいて安全要件を提案した。主な内容は次の通りである。

- 1) 機体に設定した安定度(θ_a)の値が大きいほど機体傾斜角の平均値(μ_t)は小さくなり、また μ_t の減少に伴ってその標準偏差(σ_t)も減少することを明らかにした。また支持力安全率(F_s)が0.8と1.5の場合を比較した結果、同一 θ_a に対する μ_t と σ_t の値は $F_s=0.8$ の方が大きくなり、 F_s の低下は機体の揺動を増加させることがわかった。
- 2) 接地圧力の圧力分担率の平均値(μ_p)と標準偏差(σ_p)を調べた結果、 θ_a の増加に伴う μ_p と σ_p の減少が確認され、接地圧力は揺動に関連した反応であることが確かめられたが、 θ_a の増加に伴う圧力分担率の変化は揺動のそれに比べて緩慢であることがわかった。
- 3) くい打機は重心が高くなるほど、走行中に生じる揺動と傾斜は大きくなり、これに伴う接地圧力の変動も大きくなることがわかった。
- 4) 平坦地盤における自走では走行速度の違いが不安定性に与える影響は少ないが、表面に起伏を有する地盤では揺動周期に影響することを述べた。
- 5) 走行地盤上の支持力のバラツキが増加すると機体の揺動は増加することが確かめられた。
- 6) μ_t は機体傾斜安全率(F_t)に対してほぼ一定値を示すが、 θ_a の変動係数(C_w)は F_t の増加に伴って減少することがわかった。 $F_t > 8$ では C_w が1から1.5に収束するが、 $F_t < 8$ では揺動を増加させることがわかった。
- 7) 支持力安全率(F_s)が増加すると地盤の破壊確率(P_F)は減少することが確認された。さらに同一 θ_a に対す

る P_F の値は θ_a が低いほど大きくなることが明らかになり、安定度が大きいくい打機の方が破壊確率は小さくなることがわかった。

- 8) 支持力のバラツキが F_s と P_F の関係に影響することを明らかにし、 C_{vg} が大きくなると同一 F_s に対する P_F の値は大きくなることを示した。地盤破壊の危険を低減する観点から、施工現場は支持力が均一となるように養生し F_s は 3.0 以上とすることを提案した。
- 9) 車両系建設機械構造規格に定められた安定度 5 度の基準を自走中の揺動により下回る場合を不安定危険と定義し、不安定危険の確率(P_T)に基づいて安全な自走に必要な地表の起伏条件を議論した。そして、 P_T を安全なレベルに低減させるために必要な傾斜安全率(F_t)は 8 以上とすることが有効なことを示した。この結果に基づいて、機体に設定する安定度(θ_a)は 10 度以上とする許容基準を提案し、 $F_t > 8$ を満足させるために必要な地表の平均傾斜(θ_m)が 1.25 度(2/100)以下であることを示した。
- 10) 起伏地盤に対する敷鉄板の敷設による P_T の低減効果を調査し、敷鉄板の二重敷きによる P_T の低減効果は明確であるが一枚敷きのそれは必ずしも明確でなく、くい打機のような移動荷重に対しては敷鉄板を二重敷きする必要があることを明らかにした。

10.10 第9章の要約

第9章ではこれまでに述べた研究結果に基づいて、くい打機等の大型建設機械の転倒防止に必要な安全要件を提案した。この提案は英国基準(British standard)にある Code of practice を参考としたものであり、基準化された個別のルールとは別に安全上必要とされる規範を示したものである。提案は次の通りである。

- 1) くい打機が自走する際の安定度は 10 度以上とすることが望ましい。
- 2) 設置地盤の支持力安全率の値は 3 以上とすることが望ましい。

- 3) 施工現場の勾配は 1.25 度以下(約 2/100 以下)とすることが望ましい。

謝辞

本安全資料は厚生労働科学研究費補助金(労働安全衛生総合研究事業)により平成 19 年度から 21 年度までの 3 年間に実施した研究課題「基礎工事中大型建設機械の転倒防止に関する研究」において得られた成果をまとめたものである。本研究に分担者として参画頂いた東京都市大学の末政直晃教授と当研究所の伊藤和也研究員に感謝致すとともに、ご協力頂いた皆様に心よりお礼申し上げます。特に実大現場実験の実施にあたっては東京国際空港国際線地区エプロン等整備等事業大成・鹿島・五洋・東亜・鹿島道路・大成ロテック異工種建設工事共同企業体(羽田空港国際線エプロン JV)の土地章夫統括所長はじめとする共同企業体の皆様に大変お世話になりました。

また、国土交通省関東地方整備局東京空港整備事務所の竹田康雄室長には大型プロジェクトの実施で大変ご多忙な中で本実験にご理解とご協力を頂きました。誠にありがとうございました。東京都市大学工学部長の片田敏行教授には日頃より当研究所の取り組みにご理解とご協力を賜り感謝致しております。また、本研究を卒業研究として取り組まれ、成果の発展に多大なご協力を頂いた東京都市大学大学院生の前田周吾君、及び元学生の伊藤達彦君と中島崇光君に深くお礼を申し上げます。

最後に当研究所の元研究部長である故花安繁郎氏(前横浜国立大学教授)には親身なる多くのご指導を頂きました。これまでのご恩に深く感謝しお礼を申し上げます。

(平成 23 年 1 月 14 日受理)

Safety Documents of the National Institute
of Occupational Safety and Health, NIOSH-SD-No.28 (2010)

抄 録

大型建設機械の不安定性と転倒防止のための安全要件

玉手 聡, 堀 智仁

本研究では基礎工事用の大型建設機械(以下, くい打機と言う)の転倒防止を目的に潜在する危険を調査し安定使用に必要な要件を検討した. くい打機の不安定さは機械側の要因と設置される地盤側の要因の 2 つによると考え, 不安定メカニズムの解明を試みた.

くい打機は質量配置がトップヘビーであり, 揺動や傾斜に対して潜在的に不安定な構造を有している. 加えて, 重心位置は中心よりも前側にあるため履帯(基礎)には偏心荷重が働く. そのため地盤支持力は減少し, 履帯には不同沈下を生じる危険もある. また工事現場は掘削や埋め戻しが行われるため支持力は均一でなく, 自走に伴う揺動を増大させる.

そこで本研究では, 施工現場におけるくい打機の転倒防止について, まず危険要因の整理とそのレベルを明らかにすること, すなわち「何」が「どの位」危険なのかの解明を試みた. そしてその結果に基づいて安全に必要な要件を検討した.

災害事例の分析並びに実大実験と小型模型実験による機体の挙動解析に基づいて, 危険要因を整理しそのレベルを定量化した. 機体重心の違いが履帯の支持力に与える影響を実験的に解析するとともに, 敷鉄板による養生効果も調べた. くい打機は現場内を移動するため, 敷鉄板に対しては移動荷重となる. 分散効果は載荷位置によって異なると共に, 重複の与え方によっても異なることを明らかにした.

機体に設定する安定度が大きいほど傾斜角の平均値

(μ)は小さくなり, μ の減少に伴って標準偏差も減少することがわかった. 接地圧力は揺動に関連した反応であることが確かめられ, 支持力のバラツキと表面起伏の増加は同一支持力安全率に対する地盤の破壊確率を増加させることが明らかになった.

以上のような検討に基づいて, 現場内を自走するくい打機の転倒防止に必要な要件を次の通り提案した. 1) くい打機が自走する際の安定度は 10 度以上とすることが望ましい. 2) 設置地盤の支持力安全率の値は 3 以上とすることが望ましい. 3) 施工現場の勾配は 1.25 度以下(約 2/100 以下)とすることが望ましい.

労働安全衛生総合研究所安全資料

JNIOSH-SD-NO.28 (2010)

発行日 平成23年3月31日 発行
発行者 独立行政法人 労働安全衛生総合研究所
〒204 - 0024 東京都清瀬市梅園1丁目4番6号
電話 (042)491 - 4512(代)

印刷所 株式会社 アトミ

SAFETY DOCUMENT
OF
THE NATIONAL INSTITUTE OF OCCUPATIONAL SAFETY AND HEALTH

JNIOOSH-SD-NO.28 (2010)

Safety Requirements for Prevention of Overturning by Drill Rigs and Piling
Equipments in Consideration of the Potential of Instability



NATIONAL INSTITUTE OF
OCCUPATIONAL SAFETY AND HEALTH
1-4-6, Umezono, Kiyose, Tokyo 204-0024, JAPAN