

# 装軌車両の旋回時における制動履帯下の 接地圧力分布の動的挙動

中 田 昌 義\*・伊 藤 信 孝

Dynamic Behavior of the contact pressure of the braked track  
for the tracked vehicle under turning motion

Masayoshi NAKATA and Nobutaka ITO

## 目 次

第1章 緒 言	(105)
第2章 理論的考察	(106)
2-1 旋回時における履帯の沈下	(106)
2-2 履帯の横すべりと沈下	(106)
2-3 履帯側面による地盤の破壊状態	(108)
2-3-1 極限平衡理論解析	(108)
2-3-2 数値実験	(109)
2-3-3 結果および検討	(109)
2-4 車両旋回時における履帯の接地面積	(111)
2-5 履帯の沈下および接地圧の変化	(113)
2-5-1 接地圧と土の圧縮	(113)
2-5-2 旋回時における履帯各部の 接地圧と沈下の関係	(113)
2-6 Newton-Raphson 法における解の収束性	(116)
第3章 実験目的	(116)
第4章 実験装置	(117)
4-1 実験装置の概要	(117)
4-2 履帯駆動部	(117)
4-3 模型履帯部	(117)
4-3-1 模型履帯部の構造	(117)
4-3-2 履帯接地面とシューの形状	(118)
4-3-3 圧力検出器	(118)
4-3-3-1 圧力検出器の構造	(119)
4-3-3-2 圧力検出器の性能	(119)
4-4 供試土槽および土壌	(120)
第5章 実 験	(120)
5-1 測定項目	(120)
5-2 パラメータ	(121)
5-3 実験手順	(121)
第6章 データの処理	(121)
6-1 データの処理	(121)

6-1-1 履帯旋回角	(122)
6-1-2 履帯沈下量	(122)
6-1-3 接 地 圧	(122)
6-1-4 旋回モーメント	(122)
6-1-5 旋回開始時間	(123)
第7章 実験結果および考察	(123)
7-1 履帯旋回角の時間遅れ	(123)
7-2 旋回時における接地圧分布	(123)
7-3 旋回時における履帯の動的沈下	(126)
7-4 履帯中央部の接地圧変化と沈下の 実験値および理論値の比較	(127)
7-4-1 $k$ と $n$ の決定	(128)
7-4-2 理論値と実測値の比較	(129)
7-5 履帯の形状比および接地パターンと 旋回モーメント	(131)
第8章 結 言	(134)
第9章 摘 要	(134)
参考文献	
付 録	

## 第1章 結 言

装軌車両は車輪型車両に比較し、履帯の接地面積が大きいいためその接地圧が低く、軟弱地盤上での走行性、およびけん引性能に優れている反面、その構造上旋回時に履帯を強制的にすべらせるため (skid させる為)、そのすべりによって生じるすべり抵抗モーメントと車両の自重およびすべり沈下に起因する排土抵抗モーメントが旋回時の性能を低下させる。

これら2つのモーメントによって生じる旋回モーメントについては、履帯の横すべり以外に縦すべりを考慮した林<sup>1)</sup>、北野<sup>2)</sup>らの研究や、沈下による排土抵抗を考慮した杉山ら<sup>3)</sup>の研究等、数多くの研究がみられる。これらの研究では、その殆どがすべり抵抗モーメントを考え

る際に履帯の接地圧分布は、旋回前、旋回時とも同一と仮定している場合が多い。しかしながら、コンクリート路面や硬い地盤上での旋回においては、履帯の横すべりや沈下による路面の破壊および攪はん等は起こりにくく、それ故旋回前および旋回時の履帯下の接地圧分布の状態にはあまり変化がないと考えられるが、水田等の軟弱地盤上では、その旋回により履帯直下、および履帯周辺の路面の破壊や攪はんが観察されるのは周知であり、その為旋回前と旋回時の履帯下の接地圧力分布の状態は当然異なると考えられる。

これに関して、杉山らは旋回時の制動履帯下の接地圧は、旋回後には中央に集中することを報告<sup>4)</sup>している。従って、旋回前と旋回時において接地圧分布が同一という仮定は、その車両が比較的硬い地盤上で旋回する場合にはほぼ妥当と考えられるが、軟弱地盤上では不合理であるとすべきであろう。

一方前出の北野らは旋回前の接地圧分布が谷型から山型に変化するに伴い、旋回抵抗が減少することを報告<sup>5)</sup>しており、また伊藤ら<sup>6)</sup>も旋回時に履帯接地長を減少させる方法、換言すれば接地圧分布を中央部に集中させることによって、旋回抵抗がかなり減少できるという同じ結果を得ていることから、接地圧分布の変化が旋回抵抗に大きく影響しており、旋回時の接地圧力分布の動的な挙動を観察することは装軌車両の旋回抵抗の軽減（または旋回性能の向上）をはかる上で重要であると考えられる。

本研究では旋回時における履帯下の接地圧分布の動的挙動、および履帯の動的沈下と旋回モーメントの変化を履帯の形状および静止時の履帯の接地状態と履帯にかかる自重をパラメータにとり、実験的にそれらの動的な挙動を観察し、また明らかに旋回時における履帯の接地圧の変化、および動的な沈下現象について理論的考察を試み、理論値と実験値の比較から、理論の妥当性を検討した。

## 第2章 理論的考察

装軌車両の旋回時における履帯の接地圧分布の変化および沈下について考えるために、最初に旋回時の履帯の沈下現象および土の破壊状態について考察を行い、順次履帯中心部下の接地圧の変化と履帯の沈下について理論的考察を行う。

### 2-1 旋回時における履帯の沈下

装軌車両の旋回によって生じる履帯の沈下を、その原因によって分類してみると

1) 車両の鉛直荷重（自重）により履帯に作用する力（接地圧力）と地盤の地耐力（支持力）との差に応じて起きる沈下—いわゆる静的沈下

2) 車両の旋回に必要な推力を地盤から得るために駆動履帯がスプロケットからの駆動トルクにより縦方向に引き抜かれる際にその方向に生じる縦すべり沈下（以後この沈下を縦すべり沈下と呼ぶ）

3) 車両の旋回時に、履帯が回転して生じる横すべり沈下<sup>3)</sup>（以後横すべり沈下と呼ぶ）

の3種類に大別され、上記1)の静的沈下  $Z_s$  に対して2)、3)は履帯のすべりによる動的な沈下という点では同じ種類の沈下  $Z_j$  とも考えられる。(Fig. 2-1-1 参照)

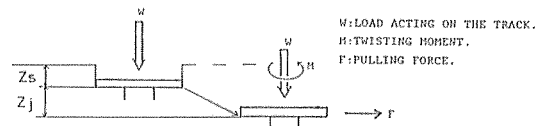


Fig. 2-1-1 Sinkage of the track.

履帯の沈下

1)の静的沈下と2)の縦すべり沈下は車両の直進時においても現れる現象で、これらについては履帯が有するグローサと、地盤の変形および破壊特性を考えることにより Bekker, Guskov, Soltynski らによって理論的説明や数式化がなされ、車両の走行性能との関連が指摘され、研究されているが、3)の横すべり沈下に関しては、あまり実験的、理論的両面において考察がなされていないようである。しかしながら軟弱地盤走行時の装軌車両の履帯の沈下が旋回時に特に著しく、またその沈下による履帯側方に作用する排土抵抗の増加等、車両の旋回を妨げる要因を考えるとき、履帯の横すべり沈下を解明することは重要と考えられる。

### 2-2 履帯の横すべり沈下に関して

Bekker<sup>3)</sup>は、履帯下の地盤に作用する履帯からの垂直力とせん断力による地盤のすべり破壊を2次元的に考え、次式を導いている。即わちグローサを有する一枚の履板（シュー）の沈下量  $Z_j$  (cm) はその履板のすべり量  $j$  (cm)、履帯の接地圧  $p$  (kgf/cm<sup>2</sup>)、せん断抵抗応力  $\tau$  (kgf/cm<sup>2</sup>)、および粘着係数  $\mu$  ( $=\tau/p$ ) と Terzaghi の極

限支持力  $q_{crit}$  (kgf/cm<sup>2</sup>) を用いて

$$\frac{Z_j}{j} = \frac{p - q_{crit}}{\tau} = \frac{1 - q_{crit}/p}{\mu} \quad \dots(2-2-1)$$

と表わされ、また実験的には

$$Z_j = U \cdot j \quad \dots(2-2-2)$$

ここで  $U$ : 履帯の接地圧, 地盤の力学的特性, および履帯の形状によって決まる定数と表示している。従ってこれらの結果より, 履帯の縦すべり沈下は各履帯のすべり量に比例することがわかる。しかしながら横すべりする沈下の場合は縦すべり沈下のように, すべての履帯が同一方向にすべるのではなく, 履帯底面の各部分は履帯の回転中心からの距離によって地盤に対するすべり方向とすべり量が異なる (Fig. 2-2-1)。

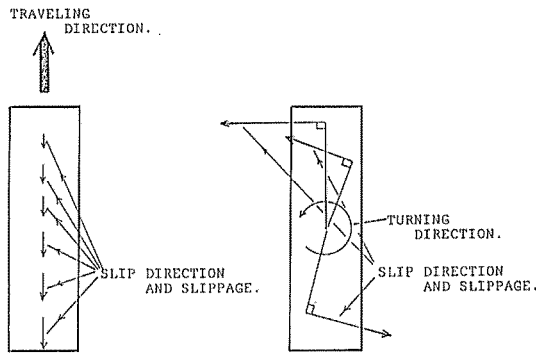


Fig. 2-2-1 Slippage of the track.  
履帯のすべり

従ってグローサを有する履帯の横すべり沈下に関しては, 縦すべり沈下のような2次元解析では不十分で3次元的に地盤の破壊を考慮して解析する必要があるが, 実際にはその解析が非常に複雑となり, 困難であるとされている<sup>10)</sup>。一方グローサを有しない底面がフラットな履帯の横すべりに関しては, 履帯下面の各部のすべり方向とすべり量はグローサを有するものと同一であるが, グローサを有しないためその下面における地盤のすべり, せん断破壊が生じにくいことが指摘されている<sup>11)</sup>。そのためグローサを有するものに比較して, そうでないものは履帯下面によって地盤が破壊されることが少なく, それほど横すべり沈下が発生しないと思われるが, 底面がフラットな履帯においてもかなりの横すべり沈下が発生し, それが履帯の接地長と接地幅の比に関係することが実験により確認され報告<sup>12)</sup>されている。また Sayed は地盤に対して水平に置かれた底面がフラットなプレート

が地盤に対して水平・垂直の両方向に同時に外力を受ける場合の沈下について次のように説明している。即わちその沈下量はプレートから地盤に作用する水平方向の力には影響されず, 垂直力 (または接地圧力) のみによると考え, 実験からその沈下量と接地圧力の関係を次式で示している<sup>13)</sup>。

$$p = \left( \frac{k_{\phi 0}}{B} + k_{\phi 0} \right) z^n \delta \quad \dots(2-2-3)$$

ここで  $p$ : プレートに作用する接地圧力

$k_{\phi 0}, k_{\phi 0}, m_0$ : 垂直力と水平力の合力によって決まる土の定数

$B$ : プレートの幅

$Z$ : 垂直沈下量

上式は Bekker が履帯の静的沈下の説明に用いた式を修正したものである。このことから底面がフラットな履帯の沈下は垂直力または接地圧力に関係し水平方向の力にはあまり関係しないと言える。

これらのことから一般に履帯の横すべり沈下には (1) 履帯底面の形状 (グローサ等) による履帯下面のすべり破壊に伴う沈下と (2) 履帯の接地長, 接地幅による接地面形状と, その接地面に作用する履帯から地盤への垂直力 (圧縮力) に関係する沈下の2つから成ると推論される。

そこでグローサを有しないフラットな履帯を有する装軌車両の横すべり沈下に関して, 若干の理論的考察を一枚の履板について考え, 以下の考察では次の仮定を設定する。

- (a) 履帯は剛性であり, かつ底面はフラットである。履帯は変形せず, 沈下の際には一様にかつ水平に沈下する。
- (b) 履帯の旋回中心はその履帯の接地長および接地幅の中心上に存在する。
- (c) 履帯から地盤に作用する力は地盤の鉛直方向に作用する履帯荷重とその旋回中心に関して履帯を旋回させようとするモーメント力の2力のみで, その旋回中心は地盤に対して水平方向には移動しない。
- (d) 地盤は粘着力のない乾燥砂とし, その地盤の圧密現象や破壊, 移動による土の慣性力は考慮しない。

また上記仮定の (b), (c) より以後の考察は信地旋回時にグローサを有しない制動履帯の旋回による沈下現象を扱うことと同義である。

2-3 履帯側面による地盤の破壊状態

底面がフラットな履帯が旋回する際には履帯下の地盤の破壊が生じにくく、その沈下及ぼす影響が少ないことは2-2で述べた通りである。一般に軟弱地盤上では、履帯は静止時においてその自重により静的に沈下しているため車両が旋回する際には履帯側面が周辺の土を破壊し、その破壊面に沿って破壊された土が排土される。この仮定に立つと、地盤の破壊状態が沈下状態に大きく影響すると考えられる。ここでは履帯側面による地盤の破壊状態を解析するために土圧論で用いられている地盤の塑性平衡方程式より、旋回時における履帯側面の地盤の破壊が履帯底面に与える影響について考察する。

一般に地盤の破壊に関する解析には

- (1) 地盤の破壊面を直線と仮定する Coulomb 系の考え方
- (2) 地盤の破壊面を地盤に作用する応力の状態から求める Rankine 系の考え方

があるが、地盤の破壊状態を解析するには、後者の考え方が実際の現象によく一致し優れているとされている。従ってここでの解析では Karafiath<sup>15)</sup> らが車輪下の地盤の状態等を調べるために用いた Rankine 系の考え方を応用した Sokolovski の理論を用い、その破壊状態に関して2次元解析を試みた。

2-3-1 極限平衡理論解析

地盤が Mohr-Coulomb の法則に従って破壊すると仮定すると、その時の地盤内の応力状態、即ち極限応力状態は2次元極座標表示で次式となる。(ただし座標は Fig. 2-3-1-1 (A) に示す通りである。)

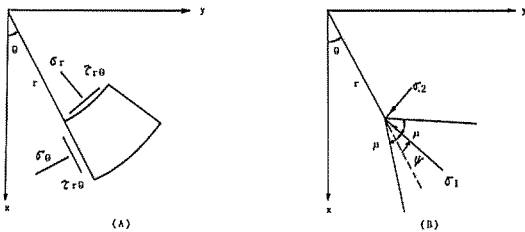


Fig. 2-3-1-1 Stress tensor and principal stresses relative to polar coordinates.

極座標表示した応力テンソルと主応力

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r, \sigma_\theta &= \sigma [1 \pm \sin \phi \cos 2\psi] + \sigma_c \\ \tau_{r,\theta} &= \sigma_c \sin \phi \sin 2\psi \end{aligned} \right\} \dots (2-3-1)$$

$\sigma_r, \sigma_\theta$ : 地盤内 ( $r, \theta$ ) における垂直応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)

$\tau_{r,\theta}$ : 地盤内 ( $r, \theta$ ) における剪断応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)

$\sigma_1, \sigma_2$ : 主応力 ( $\sigma_1 > \sigma_2$ ) (kgf/cm<sup>2</sup>)

$C$ : 地盤の粘着力 (kgf/cm<sup>2</sup>)

$\phi$ : 地盤の内部摩擦角 (rad.)

$\sigma_c$ :  $C \cot \phi$  (kgf/cm<sup>2</sup>)

$\psi$ : 最大主応力と  $r$  軸のなす角 (rad.)

$\sigma$ : 換算応力  $(\sigma_1 + \sigma_2)/2 + \sigma_c$  (kgf/cm<sup>2</sup>)

また応力の釣り合い方程式は次式となる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r,\theta}}{\partial \theta} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} &= \gamma \cos \theta \\ \frac{\partial \tau_{r,\theta}}{\partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial \sigma_\theta}{\partial \theta} + \frac{2\tau_{r,\theta}}{r} &= -\gamma \sin \theta \end{aligned} \right\} \dots (2-3-2)$$

$\gamma$ : 地盤の単位体積重量 (kgf/cm<sup>3</sup>)

従って(2-3-1), (2-3-2)を同時に満たす応力解が地盤内に存在すればその地盤は破壊する。またこの解が存在する解曲線は(2-3-2)式の特性曲線とよばれ、その破壊面は特性曲線と一致することが知られており<sup>17)</sup>、塑性力学<sup>20)</sup>、土質力学の立場では“すべり線”と呼ばれている。本項の目的はこのすべり線を(2-3-1), (2-3-2)式から求めることである。

そこで地盤の粘着力  $C=0$  の場合におけるすべり線の方程式を求めるため、Sokolovski<sup>16)</sup>、川村<sup>21)</sup> に習って、換算応力  $\sigma$  が原点からの距離  $r$  に比例し、主応力角  $\psi$  は  $\theta$  のみに関係すると仮定すると、 $\sigma, \psi$  は次式のように表される。

$$\sigma = \gamma \cdot r \cdot \chi(\theta), \quad \psi = \psi(\theta) \quad \dots (2-3-3)$$

$\chi(\theta)$  は応力関数

従って(2-3-1), (2-3-2), (2-3-3)式より次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\chi}{d\theta} &= \frac{-\sin(2\psi + \theta) + \chi \sin 2\psi}{\cos 2\psi + \sin \phi} \frac{d\psi}{d\theta} + 1 \\ &= \frac{\cos \theta - \sin \phi \cos(2\psi + \theta) - \chi \cos^2 \phi}{2\chi \sin \phi (\cos 2\psi - \sin \phi)} \end{aligned} \right\} \dots (2-3-4)$$

またすべり線は動径  $r$  と  $\psi \pm \mu$  の角をなす履帯側面により破壊された地盤の移動を考えると  $\psi + \mu$  であればよいから、すべり線の方程式は次の微分方程式となる。

( $\mu = \pi/4 - \phi/2$ ) (Fig. 2-3-1-1 (B) 参照)

$$r \frac{d\theta}{dr} = \tan(\psi + \mu)$$

この微分方程式を解くと次式となる。

$$r(\theta) = C \exp \int_0^\theta \cot(\psi + \mu) d\theta \quad \dots(2-3-5)$$

ただし  $C$  は履帯の初期沈下量

しかしながら得られたすべり線の方程式(2-3-5)は式中に偏角  $\theta$  によって変化する連立微分方程式(2-3-4)の解の一つである  $\psi(\theta)$  を有しているためこのすべり線の方程式の曲線を求めるには(2-3-4)式を解く必要がある。(2-3-4)式を解くための境界条件は Fig. 2-3-1-2 (A) に示すようになる。

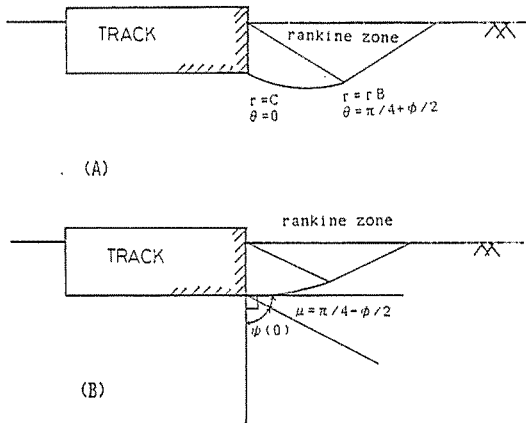


Fig. 2-3-1-2 Boundary condition for critical state of the ground.

限界状態地盤の境界条件

A) 履帯側面の摩擦角を  $\delta$  (rad.) とし、履帯側面と地盤の間の境界条件は  $\theta_A = 0$  で

$$\tau_{r\theta} = \sigma_\theta \cdot \tan \delta$$

より

$$\psi(\theta_A) = \frac{1}{2} \{ \pi - \delta - \sin^{-1}(\sin \delta / \sin \phi) \} \quad \dots(2-3-6)$$

B) また  $(\pi/4 + \phi/2) \leq \theta \leq \pi/2$  ではいわゆる Rankine zone となり、 $\theta_B = \pi/4 + \phi/2$  で  $\chi(\theta)$  と  $\psi(\theta)$  は連続でなければならないから

$$\left. \begin{aligned} \chi(\theta_B) &= \cos \theta_B / (1 - \sin \phi) \\ \psi(\theta_B) &= \pi/4 - \phi/2 \end{aligned} \right\} \quad \dots(2-3-7)$$

従って(2-3-4)式を解くことは、境界条件(2-3-6)、(2-3-7)を満たす  $\chi(\theta_A)$  を求める連立微分方程式の境界値問題となる。

そこで(2-3-4)式の解を求めるために、応力関数  $\chi(\theta_A)$

未知を数として Runge-Kutter-Gill 法によって試行錯誤的に  $\chi(\theta_A)$  を求め(2-3-4)式を解き  $\psi(\theta)$  を求め  $\psi(\theta)$  を(2-3-5)に代入して(2-3-5)式の積分を台形公式を用いてすべり線を求めることにした(付録1にこの計算に用いたプログラム SOIL 1 を示す)。

2-3-2 数値実験

地盤の内部摩擦角  $\phi$  および履帯側面と地盤との摩擦角  $\delta$  と地盤のすべり面(破壊面)の関係を調べるため、履帯の初期沈下量を 1 cm として内部摩擦角  $\phi$  と摩擦角  $\delta$  をパラメータとして Tab. 2-3-1 に示す 8 通りの組み合わせで数値実験を行った。

2-3-3 結果および検討

Tab. 3-1. Experimental parameters to observe the slip line. (initial sinkage of the track:  $C=1$  cm) すべり線観察のための実験パラメータ(履帯初期沈下量:  $C=1$  cm)

TEST NO	Internal friction angle $\phi$ (DEG)	Friction angle $\sigma$ (DEG)
1	30	30
2	^	20
3	^	10
4	^	0
5	15	15
6	^	10
7	^	5
8	^	0

^: Same as shown above.

各数値実験の結果を Fig. 2-3-3-1, 2-3-3-2 にしめす。これらの結果から次のことがわかる。

1) すべり線の形は一定の内部摩擦角  $\phi$  に対して摩擦角  $\delta$  の値によって変化する。摩擦角  $\delta$  がある値を超えるとそのすべり線は履帯の初期沈下量よりも深い位置に発生する。(Fig. 2-3-3-2 (D) 参照)

2) 摩擦角  $\delta$  が一定で内部摩擦角  $\phi$  が異なる場合には、発生するすべり線の曲線長は  $\phi$  が大なる程大きくなる。またすべり線が履帯の初期沈下量よりも深い位置で発生する場合でも  $\phi$  がより大きい値を取る方がよく深い位置にすべり線が発生する。逆に  $\phi$  が小さければ、あまり深い位置にすべり線は発生せず、従って履帯の初期沈下量と同程度と考えて良い。(Fig. 2-3-3-1 (D) 参照)

1), 2) の事柄から、履帯の旋回に伴い履帯側面が地盤を破壊することによって、履帯下面の地盤の状態の変化は次のように説明される。今 Fig. 2-3-3-3 (a) に示す履帯の初期沈下量  $C$ , 履帯幅  $B$ , 回転中心から  $R$  だけ離れ

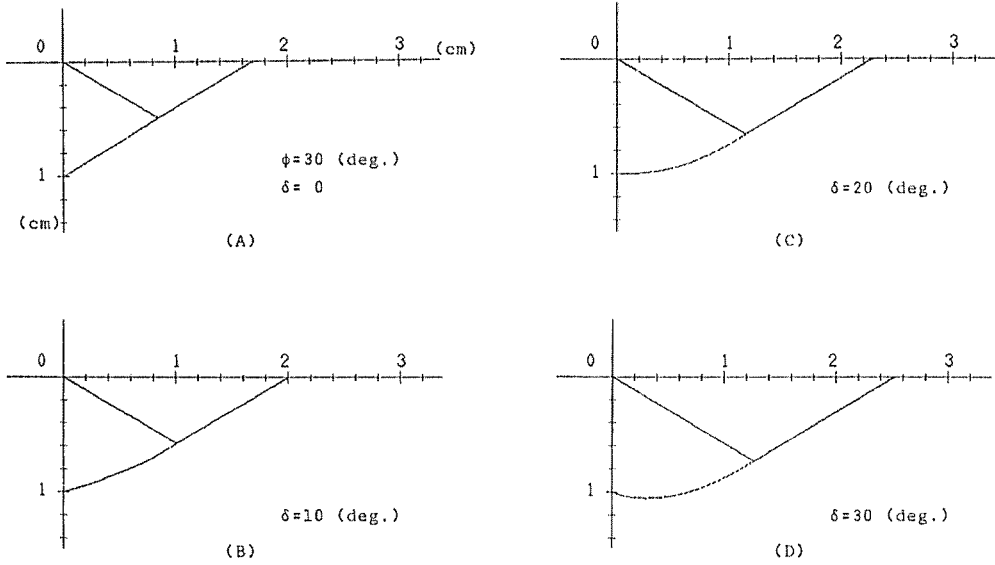


Fig. 2-3-3-1 Slip lines under the action of track side.  
履帯側面の作用下のすべり線

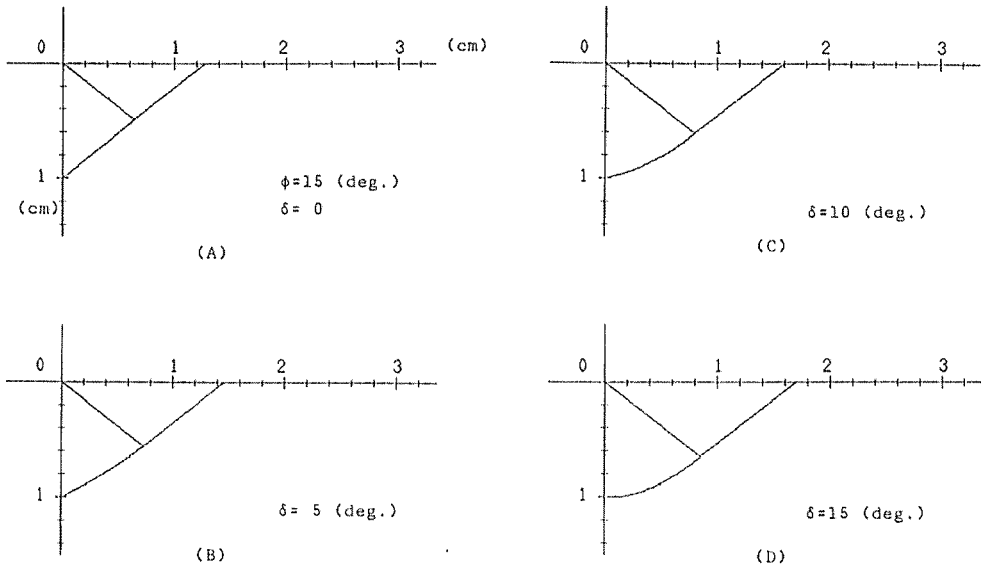


Fig. 2-3-3-2 Slip lines under the action of track side.  
履帯側面の作用下のすべり線

た履帯および地盤の垂直断面を考える（ただし初期沈下における地盤のすべり線の影響はないものとする）。

次にその状態における履帯が角速度  $\omega$  (rad./sec) で旋回を行うとするとその瞬間に履帯側面は地盤を破壊しようとし、履帯側面から地盤に力が作用しすべり線が生ずる (Fig. 2-3-3-3 (b))。そして  $dt$  秒後にはその断面の履帯は  $R\omega dt$  だけ新しい地盤を有していることになる。

そのため地盤は静止時には幅  $B$  だけ一様に深さ  $H$  まで履帯から垂直に圧縮されていたものが  $dt$  秒後にはその底面の新しい部分  $R\omega dt$  はその時はじめて履帯から圧縮されるため  $B - R\omega dt$  と  $R\omega dt$  の部分では、圧縮の状態が異なり静止時と比較して底面における接地圧や沈下の状態が異なると考えられる。また土の内部摩擦角が大きく、かつ履帯の摩擦角がそれに等しいか、または近

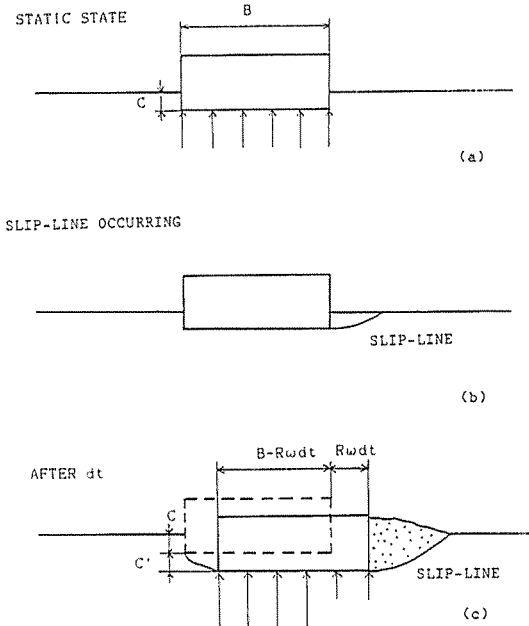


Fig. 2-3-3-3 Ground condition under the track.  
履帯下の地盤の状態

い値を取る場合すべり線が履帯初期沈下量よりも深い位置に発生するため履帯と地盤が接する部分が  $B$  から  $B - R\omega dt$  に減少することになり、その状態の変化は特に顕著になると思われる。

以上の検討により、車両旋回時には履帯の地盤の破壊により、履帯下の一部が新しく地盤を圧縮するため、接地圧が異なり履帯の沈下が生ずると考えられるから履帯底面が旋回に伴い履帯側面が地盤を破壊した後の部分をどれだけ有するかが、接地圧の変化や沈下を考える上で重要となる。

次項では車両旋回時の履帯下の接地圧の変化や、横すべり沈下の解析を行うために、最初に車両旋回時における履帯下の履帯側面の影響を受けない接地面積について考え、順次沈下、接地圧についての解析を進める。

2-4 車両旋回時における履帯の接地面積

水平地盤上に置かれた接地長  $2L$ 、接地幅  $2B$  を有する履帯が、接地長および接地幅の中心  $O$  を中心として角度  $\theta$  だけ旋回した時、履帯底面が側面により破壊、排土された後の新しい地盤に接触している部分は Fig. 2-4-1 に示す斜線部となる。この斜線部を除いた履帯接地面積、即ち旋回角  $\theta$  の間に履帯底面が側面により破壊されずに残っている地盤の面積は、 $\theta$  の値および履帯形状

(ここでは接地長  $2L$  と接地幅  $2B$ ) によっても変化すると考えられる。

履帯底面がその側面の影響を受けずに静止時と同じ地盤を有する面積を  $A(\theta)$  とし、接地長  $2L$ 、接地幅  $2B$  を

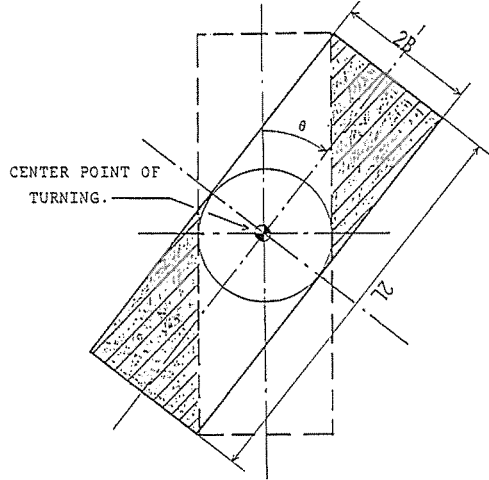


Fig. 2-4-1 Contact area of the track influenced by the track's side.

履帯側面の影響を受ける履帯接地領域

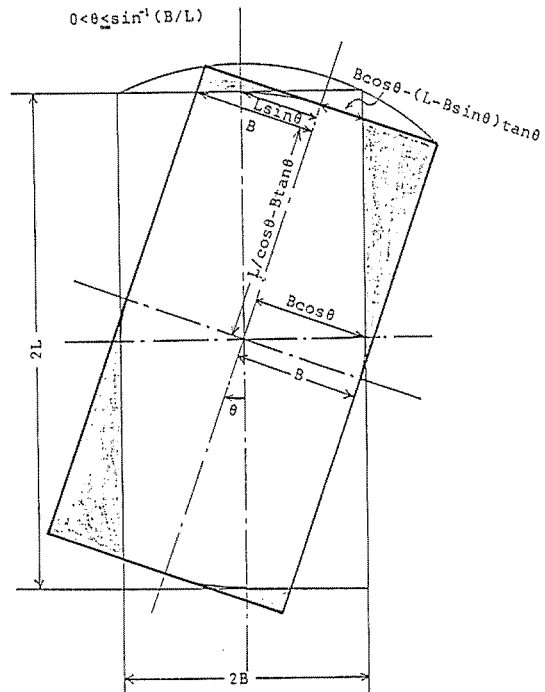


Fig. 2-4-2 Geometrical analysis of the track under turning motion  
旋回運動下の履帯の幾何学的解析

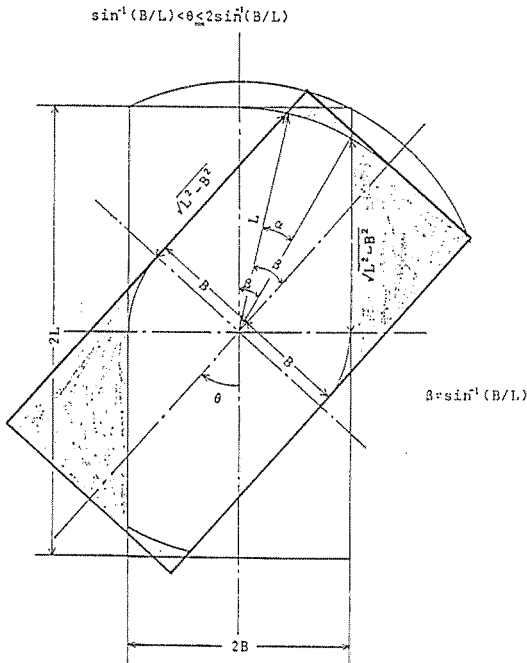


Fig. 2-4-3 Geometrical analysis of the track under turning motion  
旋回運動下の履帯の幾何学的解析

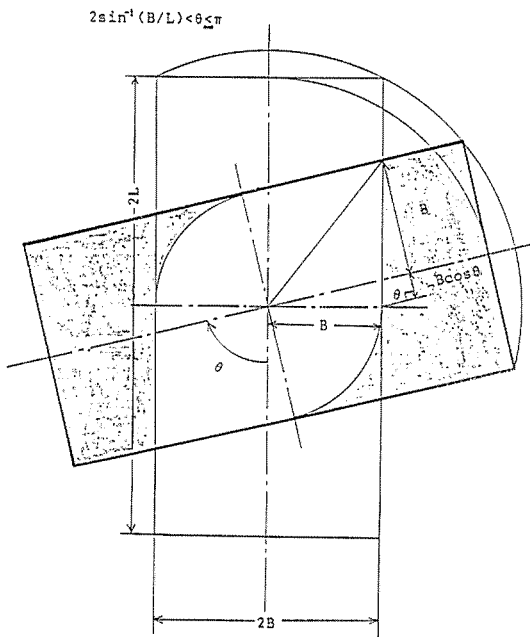


Fig. 2-4-4 Geometrical analysis of the track under turning motion  
旋回運動下の履帯の幾何学的解析

用いて、旋回角を  $\theta = 0 \sim 180^\circ$  の範囲において任意の旋回角  $\theta$  での面積  $A(\theta)$  は、Fig. 2-4-2, 3, 4 の幾何学的関係により次のように表される。

i)  $0 \leq \theta \leq \sin^{-1}(B/L)$

$$A(\theta) = 2 \left[ \frac{B^2 \theta}{2} + \frac{B^2 \cos \theta \sin \theta}{2} + \{ B \cos \theta + B \cos \theta - (L - B \sin \theta) \tan \theta \} \cdot (L - B \sin \theta) \cdot \frac{1}{2} + \frac{L^2 \theta}{2} - \frac{L^2 \cos \theta \sin \theta}{2} + (B + L \sin \theta) \cdot \left( L \cos \theta - \frac{L}{\cos \theta} + B \tan \theta \right) \cdot \frac{1}{2} + B \cdot \left( \frac{L}{\cos \theta} - B \tan \theta \right) \right]$$

$$= \theta \cdot (B^2 + L^2) + \cos \theta \sin \theta (B^2 - L^2) + \{ 2B \cos \theta - (L - B \sin \theta) \tan \theta \} \cdot (L - B \sin \theta) + (B + L \sin \theta) \cdot \left( L \cos \theta - \frac{L - B \sin \theta}{\cos \theta} \right) + 2B \cdot \left( \frac{L - B \sin \theta}{\cos \theta} \right)$$

…(2-4-1)

ii)  $\sin^{-1}(B/L) < \theta \leq 2 \sin^{-1}(B/L)$

$$A(\theta) = 2 \cdot \left( \frac{B^2 \theta}{2} + \frac{B}{2} \sqrt{L^2 - B^2} + \frac{B}{2} \sqrt{L^2 - B^2} + \frac{L^2 \alpha}{2} \right)$$

( $\because \alpha = -\theta + 2 \tan^{-1} \frac{B}{\sqrt{L^2 - B^2}}$ )

$$= B^2 \theta + 2B \sqrt{L^2 - B^2} + L^2 \left( -\theta + 2 \tan^{-1} \frac{B}{\sqrt{L^2 - B^2}} \right)$$

…(2-4-2)

iii)  $2 \sin^{-1}(B/L) < \theta \leq \pi$

$$A(\theta) = 2 \left\{ \frac{B^2 \theta}{2} + \frac{B^2}{\sin \theta} \cdot (\cos \theta + 1) \right\}$$

$$= B^2 \theta + \frac{2B^2}{\sin \theta} \cdot (\cos \theta + 1)$$

…(2-4-3)

面積  $A(\theta)$  と静止時の履帯接地面積  $4BL$  との一般的な関係を見るために、 $A(\theta)$  を  $4BL$  で除した無次元数  $A(\theta)/4BL$  を導入する。(以下この無次元数を比接地面積と定義し  $SA(\theta)$  で表わす)

すると式(2-4-1), (2-4-2), (2-4-3)は次式となる。

$$SA(\theta) = A(\theta)/4BL$$

$$= \frac{\theta}{4} \cdot \left( \frac{B}{L} + \frac{L}{B} \right) + \frac{1}{4} \left( \frac{B}{L} - \frac{L}{B} \right) \sin \theta \cos \theta$$

$$+ \frac{1}{4} \left\{ \frac{2B}{L} \cos \theta - \left( 1 - \frac{B}{L} \sin \theta \right) \cdot \tan \theta \right\} \left( \frac{L}{B} - \sin \theta \right)$$

$$+ \frac{1}{4} \left( 1 + \frac{L}{B} \sin \theta \right) \left( \cos \theta - \frac{1 - \frac{B}{L} \sin \theta}{\cos \theta} \right)$$

$$+ \frac{1}{2} \cdot \left( \frac{1 - \frac{B}{L} \sin \theta}{\cos \theta} \right)$$

…(2-4-1')



$$SA(\theta) = A(\theta)/ABL = \frac{\theta B}{4L} + \frac{1}{2} \sqrt{1 - \left(\frac{B}{L}\right)^2} + \frac{1}{4} \cdot \frac{L}{B} \left( -\theta + 2 \tan^{-1} \frac{1}{\sqrt{\left(\frac{L}{B}\right)^2 - 1}} \right) \quad \dots (2-4-2')$$

$$SA(\theta) = A(\theta)/ABL = \frac{1}{4} \frac{B\theta}{L} + \frac{1}{2} \cdot \frac{B}{L} \cdot \frac{1}{\sin \theta} (\cos \theta + 1) \quad \dots (2-4-3')$$

上式によって表わされた比接地面積  $SA(\theta)$  は、接地長/接地幅、つまり  $L/B$  (履帯形状を表わす無次元数) をパラメータとして表わされる。(以後この無次元数を形状比とよび  $K$  で表わす。即ち  $K=L/B$ ) 結局比接地面積  $SA(\theta)$  は次のように表わされる。

$$0 \leq \theta \leq \sin^{-1}(1/K)$$

$$SA(\theta) = \frac{\theta}{4} \left( \frac{1}{K} + K \right) - \frac{1}{4} \left( \frac{1}{K} - K \right) \sin \theta \cos \theta + \frac{1}{4} \cdot \left\{ \frac{2 \cos \theta}{K} - \left( 1 - \frac{\sin \theta}{K} \right) \tan \theta \right\} \cdot (K - \sin \theta) + \frac{1}{4} (1 + K \sin \theta) \left( \cos \theta - \frac{K - \sin \theta}{K \cos \theta} \right) + \frac{1}{2} \cdot \frac{K - \sin \theta}{K \cos \theta} \quad \dots (2-4-1'')$$

$$\sin^{-1}(1/K) < \theta \leq 2 \sin^{-1}(1/K)$$

$$SA(\theta) = \frac{\theta}{4K} + \frac{1}{2K} \sqrt{K^2 - 1} + \frac{K}{4} \cdot \left( -\theta + 2 \tan^{-1} \frac{1}{\sqrt{K^2 - 1}} \right) \quad \dots (2-4-2'')$$

$$2 \sin^{-1}(1/K) < \theta \leq \pi$$

$$SA(\theta) = \frac{\theta}{4K} + \frac{\cos \theta + 1}{2K \sin \theta} \quad \dots (2-4-3'')$$

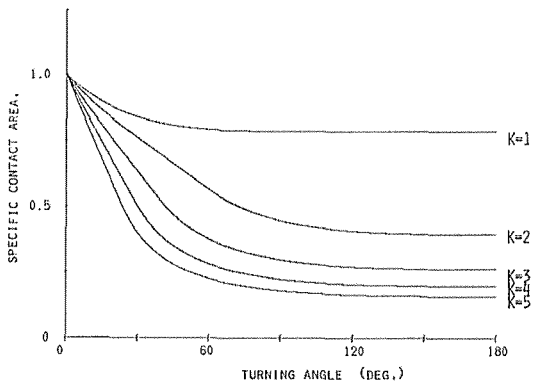


Fig. 2-4-5 Relationship between specific contact area and turning angle.

比接地面積と旋回角の関係

上式(2-4-1''), (2-4-2''), (2-4-3'')を用いて旋回角  $0 \leq \theta \leq 180^\circ$  における形状比  $K=1, 2, 3, 4, 5$  を有する履帯の比接地面積  $SA(\theta)$  を求め旋回角  $\theta$  (deg.) との関係を表わすと Fig. 2-4-5 のようになる。

Fig. 2-4-5 より形状比  $K$  が増大すると、比接地面積  $SA(\theta)$  も増大し、形状比  $K$  が一定である時は旋回角  $\theta$  が増大すると比接地面積  $SA(\theta)$  は減少する。しかしこの場合旋回角  $90^\circ$  を超えるあたりから比接地面積  $SA(\theta)$  はほぼ一定の値となる。(なお付録IIにこの計算に用いたプログラム CAT を示す)

### 2-5 履帯の沈下および接地圧の変化

既述したように、旋回時の履帯下の地盤の状態は履帯側面の影響を受けて変化すると考えられ、また側面の影響を受けない履帯接地面積は旋回角が増大するにつれて減少することがわかった。これらの事をもとに旋回時における履帯の沈下および履帯下の接地圧分布の変化について杉山ら<sup>4)</sup> は次のように述べている。履帯が旋回する際、履帯中央部下の地盤は履帯側面の影響を受けない地盤を有するため、そのまま圧縮されるが履帯端部では、履帯側面で破壊排土された後の新しい地盤が履帯により圧縮されるため、履帯下の地盤と履帯との力の釣合いが変化して、履帯が沈下し、また履帯下の接地圧分布が静止時のものとは異なってくると思われる。

#### 2-5-1 接地圧と土の圧縮

旋回時における履帯下面の地盤の圧縮状態は各部において異なると考えられるので、まず地盤の圧縮特性を考える必要がある。地盤の圧縮特性に関する一般的な理論的關係は、現在までに完成されていないので<sup>22)</sup>、ここでは現在一般的に用いられているプレート貫入試験から得られる圧力  $P$  (kgf/cm<sup>2</sup>) と沈下量または圧縮量  $Z$  (cm) の関係を次式を用いて表わすことにする。

$$P = kZ^n \quad \dots (2-5-1)$$

Bekker によれば  $n$  はその地盤の圧縮沈下の力学的特性を示す無次元数であり、 $k$  はプレートの形状比等と地盤の力学的性質に関係する係数とされているが、砂等のように地盤の粘着力が少ないかまたは存在しない場合には、 $k$  はプレートの形状には影響されないといわれている<sup>23)</sup>。本研究では対象の地盤を砂のような粘着力のない地盤としているので、 $k$  は履帯の形状に関係しない地盤の性質を表わす定数とみなすことにする。従って以後の考察

ではその地盤は垂直圧力  $P$  (kgf/cm<sup>2</sup>) に対して必ず式 (2-5-1) を満たす沈下量  $Z$  (cm) が存在すると仮定し、また 2-3 で述べた履帯側面によって発生するすべり線は履帯初期沈下量よりも深い位置に発生しない場合を考える。

### 2-5-2 旋回時における履帯各部の接地圧と沈下の関係

接地幅  $2B$  (cm), 接地長  $2L$  (cm), 接地面積  $4LB$  (cm<sup>2</sup>) を有する履帯に荷重  $W$  (kgf) が作用する時

- 1) 履帯静止の場合
- 2) 履帯が角速度  $\omega$  (rad./sec) で旋回する場合

の 2 通りについて履帯角部の接地圧と沈下の関係について考察する。

#### 1) 履帯静止時

履帯下面における地盤の状態は一様と考えられ、履帯は剛性であるので履帯下面の各部は一様に圧縮されるから、履帯各部に作用する接地圧  $P$  (kgf/cm<sup>2</sup>) は各部で一定と考えられる。(注 1) 従ってその時の履帯沈下量  $Z$  (cm) は (2-5-1) 式より

$$P = kZ^n$$

$$Z = (P/k)^{1/n}$$

$$Z = (W/Ak)^{1/n}$$

ここで  $A = 4BL$ : 履帯の接地面積

(注 1: 一般には土の性質と剛体との関係によって静止状態にある剛体が地盤に及ぼす圧力は必ずしも均等に分布しない。しかし土質力学の基礎 (foundation) の問題においては簡単のためにその剛体に作用する荷重は均等に地盤に伝播すると仮定している<sup>24)</sup> ので本研究でもこの仮定に従うことにする。

#### 2) 履帯旋回時

旋回時に履帯下面の地盤の状態は、履帯旋回角  $\theta$  (rad.) によって、刻々変化するため履帯旋回角  $\theta$  の単位変化量あたりの履帯各部の接地圧と沈下量の関係について考える。

ここで  $\omega$ : 履帯の旋回角速度 (rad./sec)

$\theta$ : 履帯の旋回角 (rad)

$A(\theta)$ : 旋回角  $\theta$  における履帯側面に影響されない履帯下面の接地面積 (cm<sup>2</sup>)

$P(\theta)$ : 接地面積  $A(\theta)$  を有する部分に作用する接地圧 (kgf/cm<sup>2</sup>)

$Z(\theta)$ : 旋回角  $\theta$  における履帯の沈下量 (cm)

(a)  $t=0$  つまり  $\theta=0$  で履帯は静止状態にあり、前項

より

$$W = P(0) \cdot A(0)$$

(2-5-1) 式より

$$P(0) = kZ^n(0)$$

上の 2 式より

$$W = kZ^n(0) \cdot A(0) \quad \dots (2-5-2)$$

(b)  $t = \Delta t$  つまり  $\theta = \omega \Delta t$  では  $A(\theta)$  を有する部分に作用する接地圧  $P(\theta)$  は、

$$P(\theta) = kZ^n(\theta)$$

または

$$P(\omega \Delta t) = kZ^n(\omega \Delta t) \quad \dots (2-5-3)$$

つまり、 $A(\theta)$  の部分に作用する履帯分担荷重  $W_{\omega, \Delta t}$  (kgf) は

$$\begin{aligned} W_{\omega, \Delta t} &= P(\omega \cdot \Delta t) \cdot A(\omega \cdot \Delta t) \\ &= kZ^n(\omega \cdot \Delta t) A(\omega \cdot \Delta t) \quad \dots (2-5-4) \end{aligned}$$

また  $\Delta t$  秒後に履帯が初めて地盤を圧縮する部分の面積  $\bar{A}_{\omega, \Delta t}$  (cm<sup>2</sup>) は

$$\bar{A}_{\omega, \Delta t} = A(0) - A(\omega \cdot \Delta t) \quad \dots (2-5-5)$$

$\Delta t$  秒後の沈下量の増分、または  $\bar{A}_{\omega, \Delta t}$  が圧縮される量  $\Delta Z_{\omega, \Delta t}$  (cm) は

$$\Delta Z_{\omega, \Delta t} = Z(\omega \cdot \Delta t) - Z(0) \quad \dots (2-5-6)$$

よって  $\Delta t$  秒後にはじめて地盤を圧縮する部分に作用する履帯分担荷重  $\bar{W}_{\omega, \Delta t}$  は (2-5-1), (2-5-2), (2-5-6) 式より

$$\begin{aligned} \bar{W}_{\omega, \Delta t} &= k(\Delta Z_{\omega, \Delta t})^n \cdot \bar{A}_{\omega, \Delta t} \\ &= k\{Z(\omega \cdot \Delta t) - Z(0)\}^n \cdot \{A(0) - A(\omega \cdot \Delta t)\} \quad \dots (2-5-7) \end{aligned}$$

従って履帯全体に作用する荷重  $W$  と (2-5-4), (2-5-7) には垂直方向の力のつりあいにより、次の関係が得られる。

$$W - W_{\omega, \Delta t} = \bar{W}_{\omega, \Delta t}$$

$$\begin{aligned} W - kZ^n(\omega \cdot \Delta t) \cdot A(\omega \cdot \Delta t) &= k\{Z(\omega \cdot \Delta t) - Z(0)\}^n \cdot \\ &\quad \{A(0) - A(\omega \cdot \Delta t)\} \end{aligned}$$

上式に (2-5-2) 式を代入すると

$$\begin{aligned} kZ^n(0) \cdot A(0) - kZ^n(\omega \cdot \Delta t) \cdot A(\omega \cdot \Delta t) &= k\{Z(\omega \cdot \Delta t) \\ &\quad - Z(0)\}^n \cdot \{A(0) - A(\omega \cdot \Delta t)\} \end{aligned}$$

$$Z^n(0) \cdot A(0) - Z^n(\omega \cdot \Delta t) \cdot A(\omega \cdot \Delta t) = \{Z(\omega \cdot \Delta t) - Z(0)\}^n \cdot$$

$$\{A(0) - A(\omega \cdot \Delta t)\} \quad \dots (2-5-8)$$

結局(2-5-8)式は未知数  $Z(\omega \cdot \Delta t)$  を含む非線形方程式となるが、(2-5-8)を何らかの方法で解けば、 $\Delta t$  秒後、即ち旋回角  $\theta = \omega \cdot \Delta t$  における履帯の沈下量  $Z(\omega \cdot \Delta t)$  が求められ、また(2-5-1)式を用いれば履帯の旋回中心部の接地圧  $P(\omega \cdot \Delta t)$  が求まる。

(c)  $t = 2\Delta t$  秒後、つまり  $\theta = \omega \cdot 2\Delta t$  (rad.) だけ履帯が旋回した場合、 $A(\omega \cdot 2\Delta t)$  を有する部分に作用する接地圧  $P(\omega \cdot 2\Delta t)$  は、

$$P(\omega \cdot 2\Delta t) = kZ^n(\omega \cdot 2\Delta t) \quad \dots(2-5-9)$$

$A(\omega \cdot 2\Delta t)$  の部分に作用する履帯分担荷重  $W_{\omega \cdot 2\Delta t}$  は

$$\begin{aligned} W_{\omega \cdot 2\Delta t} &= P(\omega \cdot 2\Delta t) \cdot A(\omega \cdot 2\Delta t) \\ &= kZ^n(\omega \cdot 2\Delta t) \cdot A(\omega \cdot 2\Delta t) \quad \dots(2-5-10) \end{aligned}$$

$2\Delta t$  秒後に履帯が初めて地盤を圧縮する部分  $\bar{A}_{\omega \cdot 2\Delta t}$  は

$$\bar{A}_{\omega \cdot 2\Delta t} = A(0) - A(\omega \cdot \Delta t) \quad \dots(2-5-11)$$

$2\Delta t$  秒後に  $\bar{A}_{\omega \cdot 2\Delta t}$  が圧縮される量  $\Delta \bar{Z}_{\omega \cdot 2\Delta t}$  は

$$\Delta \bar{Z}_{\omega \cdot 2\Delta t} = Z(\omega \cdot 2\Delta t) - Z(\omega \cdot \Delta t) \quad \dots(2-5-12)$$

また  $\Delta t$  秒後に初めて圧縮されていた部分が  $2\Delta t$  秒後に履帯に圧縮される面積  $\bar{\bar{A}}_{\omega \cdot 2\Delta t}$  は

$$\bar{\bar{A}}_{\omega \cdot 2\Delta t} = A(\omega \cdot \Delta t) - A(\omega \cdot 2\Delta t) \quad \dots(2-5-13)$$

面積  $\bar{\bar{A}}_{\omega \cdot 2\Delta t}$  を有する部分が圧縮される量  $\Delta \bar{\bar{Z}}_{\omega \cdot 2\Delta t}$  は

$$\Delta \bar{\bar{Z}}_{\omega \cdot 2\Delta t} = Z(\omega \cdot 2\Delta t) - Z(0) \quad \dots(2-5-14)$$

よって、 $2\Delta t$  秒後に履帯が側面の影響を受けた部分に作用する履帯分担荷重、 $\bar{W}_{\omega \cdot 2\Delta t}$  は、(2-5-1)、(2-5-11)、(2-5-12)、(2-5-13)、(2-5-14)より

$$\begin{aligned} \bar{W}_{\omega \cdot 2\Delta t} &= k(\Delta \bar{Z}_{\omega \cdot 2\Delta t})^n \cdot \bar{A}_{\omega \cdot 2\Delta t} + k(\Delta \bar{\bar{Z}}_{\omega \cdot 2\Delta t})^n \cdot \bar{\bar{A}}_{\omega \cdot 2\Delta t} \\ &= k\{Z(\omega \cdot 2\Delta t) - Z(\omega \cdot \Delta t)\}^n \cdot \{A(0) - A(\omega \cdot \Delta t)\} \\ &\quad + k\{Z(\omega \cdot 2\Delta t) - Z(0)\}^n \cdot \{A(\omega \cdot \Delta t) - A(\omega \cdot 2\Delta t)\} \\ &\quad \dots(2-5-15) \end{aligned}$$

従って履帯に作用する荷重  $W$  と(2-5-10)、(2-5-15)には、垂直方向の釣合いにより、次の関係が得られる。

$$W - W_{\omega \cdot 2\Delta t} = \bar{W}_{\omega \cdot 2\Delta t}$$

$$\begin{aligned} W - kZ^n(\omega \cdot 2\Delta t) \cdot A(\omega \cdot 2\Delta t) &= k\{Z(\omega \cdot 2\Delta t) \\ &\quad - Z(\omega \cdot \Delta t)\}^n \cdot \{A(0) - A(\omega \cdot \Delta t)\} + k\{Z(\omega \cdot 2\Delta t) \\ &\quad - Z(0)\}^n \cdot \{A(\omega \cdot \Delta t) - A(\omega \cdot 2\Delta t)\} \end{aligned}$$

上式に(2-5-2)式を代入すると

$$Z^n(0)A(0) - Z^n(\omega \cdot 2\Delta t) \cdot A(\omega \cdot 2\Delta t) = \{Z(\omega \cdot 2\Delta t)$$

$$\begin{aligned} &- Z(\omega \cdot \Delta t)\}^n \cdot \{A(0) - A(\omega \cdot \Delta t)\} + \{Z(\omega \cdot 2\Delta t) \\ &- Z(0)\}^n \cdot \{A(\omega \cdot \Delta t) - A(\omega \cdot 2\Delta t)\} \quad \dots(2-5-16) \end{aligned}$$

(2-5-16)式は(2-5-8)式と同様に未知数  $Z(\omega \cdot 2\Delta t)$  を含む非線形方程式となるから、この式より  $\theta = \omega \cdot 2\Delta t$  での履帯の沈下量  $Z(\omega \cdot 2\Delta t)$  が決まり、また(2-5-1)式を用いて中心部の接地圧  $P(\omega \cdot 2\Delta t)$  が求まる。

(d)  $t = m \cdot \Delta t$  秒後、つまり  $\theta = \omega \cdot m \Delta t$  における沈下量  $Z(\theta)$  と中央部の接地圧  $P(\theta)$  は上記の手続きを繰り返すことによって次のように表わされる。

$$\begin{aligned} Z^n(0) \cdot A(0) - Z^n(\omega \cdot m \Delta t) \cdot A(\omega \cdot m \Delta t) &= \{Z(\omega \cdot m \Delta t) \\ &- Z(\omega \cdot (m-1) \Delta t)\}^n \cdot \{A(0) - A(\omega \cdot \Delta t)\} + \{Z(\omega \cdot m \Delta t) \\ &- Z(\omega \cdot (m-2) \Delta t)\}^n \cdot \{A(\omega \cdot \Delta t) - A(\omega \cdot 2\Delta t)\} \\ &+ \{Z(\omega \cdot m \Delta t) - Z(\omega \cdot (m-3) \Delta t)\}^n \cdot \{A(\omega \cdot 2\Delta t) - A(\omega \cdot 3\Delta t)\} \\ &+ \dots + \{Z(\omega \cdot m \Delta t) - Z(\omega \cdot 0 \Delta t)\}^n \cdot \{A(\omega \cdot (m-1) \Delta t) \\ &- A(\omega \cdot m \Delta t)\} \quad \dots(2-5-17) \end{aligned}$$

(2-5-17)式を整理すると

$$\begin{aligned} Z^n(0) \cdot A(0) - Z^n(\omega \cdot m \Delta t) \cdot A(\omega \cdot m \Delta t) \\ &= \sum_{i=1}^m \{Z(\omega \cdot m \Delta t) - Z(\omega \cdot (m-i) \Delta t)\}^n \cdot \{A(\omega \cdot (i-1) \Delta t) \\ &- A(\omega \cdot i \Delta t)\} \quad \dots(2-5-18) \end{aligned}$$

として表わされ、(2-5-18)から得られた  $Z(\omega \cdot m \Delta t)$  を(2-5-1)式に代入すれば

$$P(\omega \cdot m \Delta t) = k \cdot Z^n(\omega \cdot m \Delta t) \quad \dots(2-5-19)$$

となる。

また(2-5-18)式は時間を離散的に考えて、任意の時刻  $m \Delta t$  に対応する離散的な旋回角  $\theta = \omega \cdot m \Delta t$  での沈下量  $Z(\omega \cdot m \Delta t)$  に関する方程式であるが、時間のきざみ  $\Delta t$  を限りなく小さくして(2-5-18)式を角度  $\theta$  に関して連続的な表示を行うと次式となる。

$$Z^n(0) \cdot A(0) - Z^n(\theta) \cdot A(\theta) = \int_0^\theta [Z(\theta) - Z(\theta - \tau)]^n \cdot f(\tau) d\tau \quad \dots(2-5-20)$$

ここで  $f(\tau) = -dA(\theta)/d\theta$ ,  $0 < \theta \leq \pi$

結局(2-5-1)式を満たす地盤で旋回角  $\theta$  における履帯の沈下量  $Z(\theta)$  を求めるには、 $Z(\theta)$  を含む(2-5-20)式の積分方程式を解くことに帰着する。

しかしながら(2-5-20)の積分方程式はいわゆるVolterra, Fredholmの第1種、第2種の積分方程式<sup>25)</sup>のような線形方程式ではないので、直接(2-5-20)を解く

ことは困難である。それ故ここでは(2-5-18)式に戻り、この方程式を各時間  $\Delta t$  秒ごとに  $Z(\omega \cdot m \Delta t)$  に関して、Newton-Raphson 法を用いて解き、各旋回角  $\theta = \omega \cdot m \Delta t$  における沈下量  $Z(\omega \cdot m \Delta t)$  および履帯中心部の接地圧  $P(\omega \cdot m \Delta t)$  を求めることにした。(なおこの理論式の計算結果は7-4-2で述べる)

## 2-6 Newton-Raphson 法における解の収束性

Newton-Raphson 法は非線形方程式

$$g(t) = 0 \quad \dots(2-6-1)$$

に関して

$$t_{n+1} = t_n - \frac{g(t_n)}{g'(t_n)} \quad \dots(2-6-2)$$

を満たす  $t_{n+1}$  を求め、 $t_{n+1}$  がある値に収束するまで反復を行い方程式(2-6-1)の近似解  $t_n$  を求める方法である<sup>26)</sup>。この方法において近似解の単調収束のための  $g(t)$  の条件は、考慮する  $t$  の全範囲において次の条件を満たせばよい<sup>27)</sup>。

$$\left. \begin{array}{l} g'(t) < 0, \quad g(t): \text{凸関数} \\ g'(t) > 0, \quad g(t): \text{凹関数} \end{array} \right\} t_n \text{ は単調増加的に収束}$$

$$\left. \begin{array}{l} g'(t) > 0, \quad g(t): \text{凸関数} \\ g'(t) < 0, \quad g(t): \text{凹関数} \end{array} \right\} t_n \text{ は単調減少的に収束}$$

そこで方程式(2-5-18)を(2-6-1)の形に変形し、その方程式が単調に収束するか、否かを調べてみる。(2-5-18)式より

$$0 = -Z^n(0) \cdot A(0) + Z^n(\omega \cdot m \Delta t) \cdot A(\omega \cdot m \Delta t) + \sum_{i=1}^m \{Z(\omega \cdot m \Delta t) - Z(\omega \cdot (m-i) \Delta t)\}^n \cdot [A(\omega \cdot (i-1) \Delta t) - A(\omega \cdot i \Delta t)] \quad \dots(2-6-3)$$

上式の左辺を  $Z(\omega \cdot m \Delta t)$  に関する関数  $g(Z(\omega \cdot m \Delta t))$  とおくと

$$g(Z(\omega \cdot m \Delta t)) = -Z^n(0) \cdot A(0) + Z^n(\omega \cdot m \Delta t) \cdot A(\omega \cdot m \Delta t) + \sum_{i=1}^m \{Z(\omega \cdot m \Delta t) - Z(\omega \cdot (m-i) \Delta t)\}^n \cdot [A(\omega \cdot (i-1) \Delta t) - A(\omega \cdot i \Delta t)] \quad \dots(2-6-4)$$

となる。上式を  $Z(\omega \cdot m \Delta t)$  に関して微分すると

$$\frac{d[g(Z(\omega \cdot m \Delta t))]}{dz(\omega \cdot m \Delta t)} = n \cdot Z^{n-1}(\omega \cdot m \Delta t) \cdot A(\omega \cdot m \Delta t) + n \sum_{i=1}^m \{Z(\omega \cdot m \Delta t) - Z(\omega \cdot (m-i) \Delta t)\}^{n-1} \cdot [A(\omega \cdot (i-1) \Delta t) - A(\omega \cdot i \Delta t)] \quad \dots(2-6-5)$$

ここで  $0 < \omega \cdot m \Delta t \leq \pi$  の範囲で

$$n > 0$$

$$Z(\omega \cdot m \Delta t) > 0$$

$$A(\omega \cdot m \Delta t) > 0$$

また沈下量は旋回角が増加すればそれに伴い増加するので、

$$Z(\omega \cdot m \Delta t) - Z(\omega \cdot (m-i) \Delta t) \geq 0$$

$A(\theta)$  は 2-4 項より単調減少するので

$$A(\omega \cdot (i-1) \Delta t) - A(\omega \cdot i \Delta t) > 0$$

従って(2-6-5)式は  $0 < \theta \leq \pi$ 、または  $0 < \omega \cdot m \Delta t \leq \pi$  において

$$\frac{d[g(Z(\omega \cdot m \Delta t))]}{dZ(\omega \cdot m \Delta t)} > 0 \quad \dots(2-6-6)$$

となる。次に(2-6-5)をさらに  $Z(\omega \cdot m \Delta t)$  で微分すると

$$\frac{d^2[g(Z(\omega \cdot m \Delta t))]}{dZ^2(\omega \cdot m \Delta t)} = n \cdot (n-1) \cdot [Z^{n-2}(\omega \cdot m \Delta t) \cdot A(\omega \cdot m \Delta t) + \sum_{i=1}^m \{Z(\omega \cdot m \Delta t) - Z(\omega \cdot (m-i) \Delta t)\}^{n-2} \cdot \{A(\omega \cdot (i-1) \Delta t) - A(\omega \cdot i \Delta t)\}] \quad \dots(2-6-7)$$

となる。よって

$0 < n < 1$  のとき

$$\frac{d^2[g(Z(\omega \cdot m \Delta t))]}{dZ^2(\omega \cdot m \Delta t)} < 0 \quad \dots(2-6-8)$$

$n > 1$  で

$$\frac{d^2[g(Z(\omega \cdot m \Delta t))]}{dZ^2(\omega \cdot m \Delta t)} > 0 \quad \dots(2-6-9)$$

(ここで  $n=1$  の時は(2-5-18)式が線形方程式となるので除いた)

結局、履帯旋回角  $\theta$  が  $0 < \theta < \pi$  の範囲では方程式(2-5-18)の近似解は

- i)  $0 < n < 1$  で単調減少的に収束する。
- ii)  $n > 1$  で単調増加的に収束する。

よって方程式(2-5-18)を Newton-Raphson 法で解く際には適当な初期値を選べば必ず収束する。

## 第3章 実験目的

装軌車両の走行性能(旋回性能を含む)に関する研究

の多くは、実験的手法から大別すると

(1) 実機あるいはその一部を改造したものをを用いる実験<sup>28), 29), 30)</sup>。

(2) 模型車両あるいは履帯もしくは履板の模型を用いる実験<sup>31), 32)</sup>。

に分類される。

(1)の手法の多くはその車両に関するマクロ的な研究であり、(2)の手法では車両の走行部と土との相互関係を扱うミクロ的な研究が多い。

本研究では、第1章でも述べたように、装軌車両の信地旋回時における制動履帯下の接地圧力分布の変化や、履帯沈下について理論的、実験的考察を行った。(1)による手法では各測定値を求める際多くの困難が予測されるため、履帯の模型を用いる(2)の手法により同一接地面積で接地幅、接地長の異なる履帯について旋回時の履帯下の接地圧分布、履帯沈下量、旋回モーメント等を測定した。

#### 第4章 実験装置

##### 4-1 実験装置の概要

旋回実験に用いた実験装置の概要を Fig. 4-1 に、また

全景を Photo. 4-1 に示す。この実験装置はメインフレームに固定された油圧モータ、カップリング、駆動軸からなる履帯駆動部と、履帯、圧力検出器、およびそれらを固定する履帯フレームから成る模型履帯部で構成されている。また模型履帯は中央部に2本の軸を有し、駆動軸に装着の2本の鉄パイプに詰め込まれているため、駆動方向に自由度があり、履帯の旋回に伴う沈下が測定可能である。

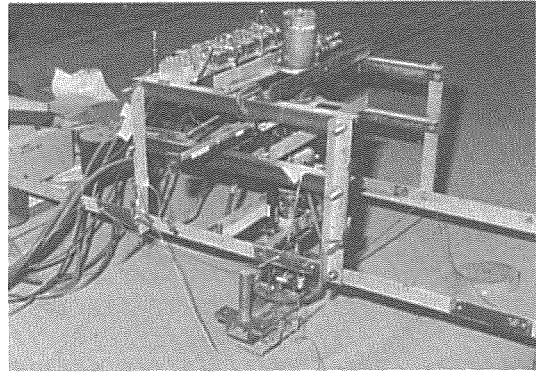


Photo. 4-1 Whole view of experimental apparatus.  
実験装置の概観

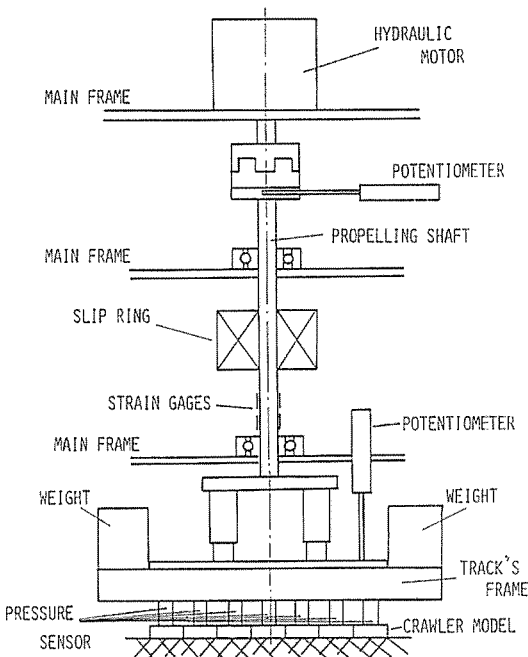


Fig. 4-1 Experimental apparatus  
実験装置

##### 4-2 履帯駆動部

履帯旋回用の油圧駆動モータの仕様を Tab. 4-2 に示す。油圧モータからの駆動トルクはゴムカップリングを介して直径 30 mm の駆動軸に伝達されている。ただしこの駆動軸のトルク検出のため軸歪みを大きく取るように一部径を 25 mm に加工してある。この駆動軸の加工部分を Photo. 4-2 に示す。

Table. 4-2. Specifications of the hydraulic motor used.  
供試油圧モータの仕様

名 称	油圧モータ
形 式	ギヤモータ
吐 出 量	195 cc/rev.
出力トルク	16 kgfm
出 力	2.55kw (at 100 r.p.m.)
回 転 数	40-280 r p m.

##### 4-3 模型履帯部

###### 4-3-1 模型履帯部の構造

模型履帯は Fig. 4-1 に示したように7つの履板（以下

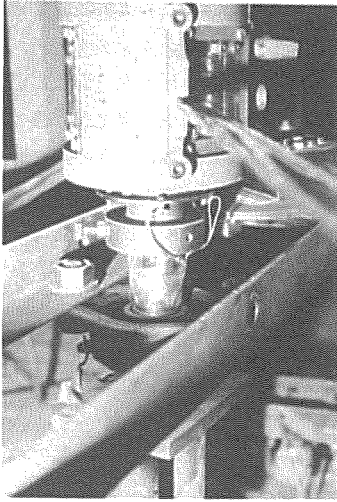


Photo. 4-2 Torsional moment measuring device for turning the track.

履帯旋回時のねじりモーメント測定装置

シューという), 圧力検出器(後述)とそれらを固定するための履帯フレームからなっており, シューと圧力検出器は履帯フレームから脱着可能となっている。またこの履板は軍事用車両等に見られる軟式の懸架方式の履帯ではなく, コンバイン, 建設車両に見られる硬式の模型履帯とみなすことができる。

#### 4-3-2 履帯接地面とシューの形状

前述のように模型履帯の接地部は同一の7枚のシューからなっており, シューは3種類を準備した。3種類のシューともに同一材料で製作しており, 履帯の接地幅, 接地長の比が旋回に与える影響を見るために各シューを装着した時の履帯接地面積は  $245 \text{ cm}^2$  ないし  $246 \text{ cm}^2$  とほぼ同一の接地面積であり形状比(接地長/接地幅)のみが2.7, 3.2, 4.3と異なっている(Fig. 4-3-1)。

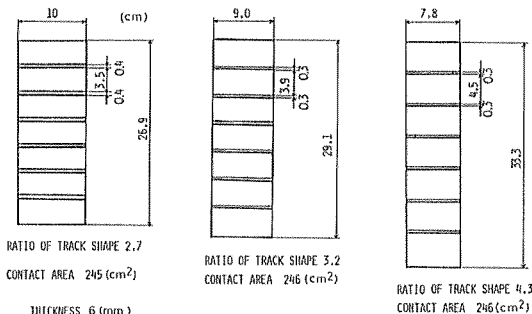


Fig. 4-3-1 Shape of the tested track model.  
供試履帯モデルの形状

なお3種類のシューともグロウサ等の突起を底面に有していないフラットなシューである(Photo. 4-3-1)。

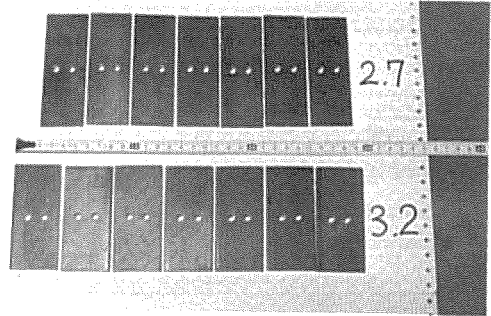


Photo. 4-3-1 Two kinds of tracks used for the test.  
供試した2種類の履帯

#### 4-3-3 圧力検出器

この実験では旋回時の履帯下に作用する接地圧力分布の変化を知るために, 7枚の各シューに作用する地盤からの垂直反力を同時に測定することにより, 履帯下の動的な接地圧分布の状態を窺うことにした。そのためにまず以下の条件を満たす各シューに作用する地盤の垂直反力を求める検出器(以下圧力検出器という)が必要である。

##### 条件

- (1) 履帯旋回時にはシュー底面と地盤との摩擦力等を出力しないこと。
- (2) 履帯の沈下に伴って生じるシュー側方部に作用する地盤からの受働土圧等によるシュー側面への力を出力しないこと。
- (3) 一枚のシュー底面全体に作用する地盤垂直反力が検出でき, またその地盤垂直反力の着点の位置に拘わらず垂直反力が同一であればその出力が変化しないこと。

一般に従来から履帯に作用する地盤の垂直反力(接地圧)の検出方法にはシューに8角形分力計<sup>34)</sup>を装着したものや, 小型土圧計を履帯に埋め込んだ研究<sup>35)</sup>等があるが, 前者は製作が困難で構造が複雑となり, コンパクトにならず高価であり, 後者は圧力計自体に作用する垂直反力が検出できないので条件(3)を満足しない。そのため本研究では, 大桁がブルドーザの直進時において, 接地圧を測定するために用いた梁を利用して垂直反力を検出する方式<sup>36)</sup>を参考に条件(1), (2), (3)を満たすシュー-接地圧力検出器を製作した。

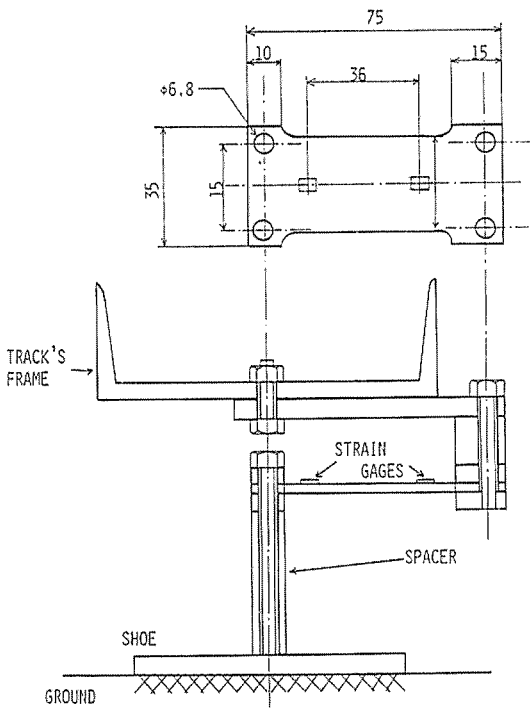


Fig. 4-3-3-1 (a) Structure of the pressure sensor.  
圧力センサの構造

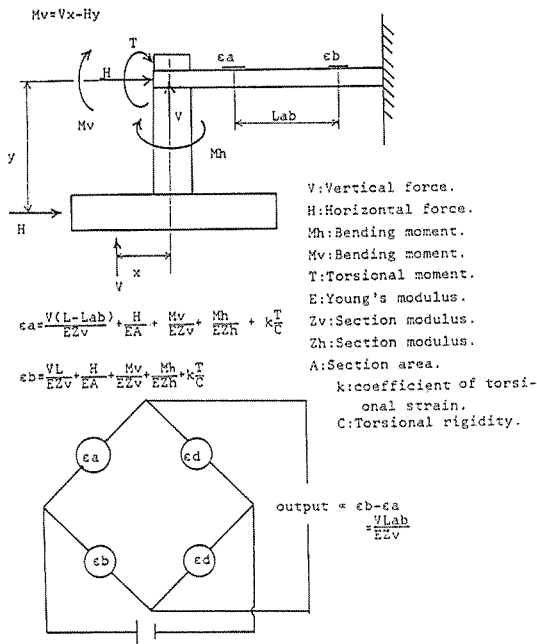


Fig. 4-3-3-1 (b) Principle of the pressure sensor.  
圧力センサの原理

4-3-3-1 接地圧力検出器の構造

製作した圧力検出器は、片持ち梁に歪みゲージ2枚を接着し、その梁の曲げ歪みを利用してシューに作用する地盤垂直反力を検出する方式を取っている。圧力検出器の構造、および履帯フレームとシューへの取付け方法、前述の条件(1)~(8)を満たすための歪みゲージの結線法と原理<sup>97)</sup>を Fig. 4-3-3-1 (a), (b) に示す。またシューと圧力検出器および実験時、履帯フレームに取付けた写真を Photo. 4-3-3-1 (a), (b) に示す。

4-3-3-2 圧力検出器の性能

Fig. 4-3-3-2 に圧力検出器の試験結果の一例を示す。試験は

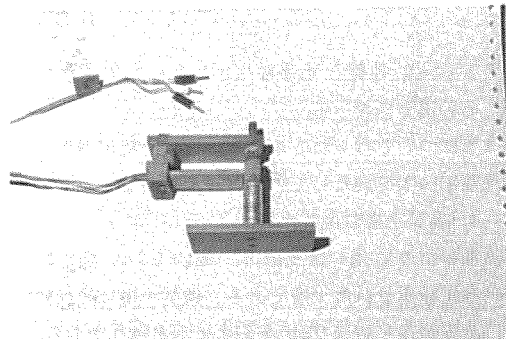


Photo. 4-3-3-1 (a) Pressure sensor mounted on the shoe.  
シューに取り付けた圧力センサ

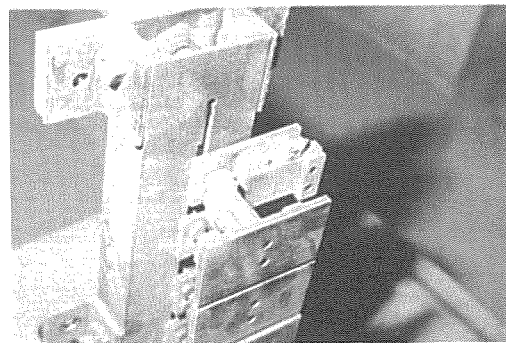


Photo 4-3-3-1 (b) Detailed view of sensing device attached to the track assembly.  
履帯に装着された検出器の詳細

- (1) シューに作用する垂直力  $V$  の着力点を変化させてその出力を調べる。
- (2) シュー側面に水平力  $H$  を作用させその出力を調べる。

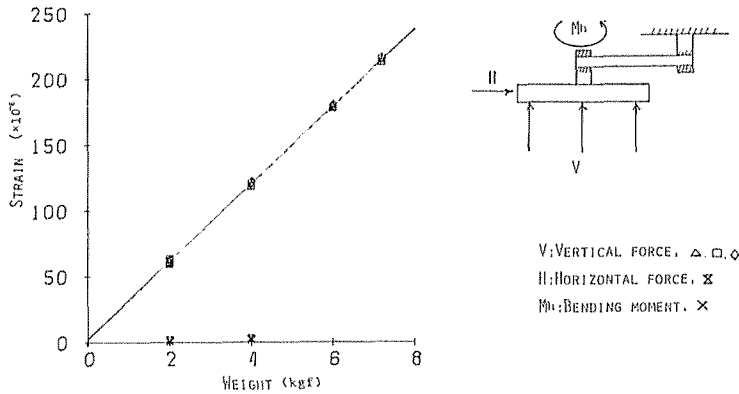


Fig. 4-3-3-2 Characteristics of the pressure sensor.  
圧力センサの特性

(8) シューに地盤と水平なねじりトルク  $T$  を作用させその出力を調べる。

の3点について行った。この図より圧力検出器は、前述の条件(1)~(8)を満たしていることがわかる。

4-4 供試土槽および土壌

実験のために用いた土槽は、幅約 1.5 m、深さ約 1 m の室内に設置された土槽である。供試土壌は乾燥砂であり、その物理定数は Tab. 4-3-4 に示す通りである。(内部摩擦角  $\phi$ , 粘着力  $C$  は TN-4 型ベーン試験器により求めた)

Tab. 4-3-4. Physical constant of the soil used.  
供試土壌の物理定数

内部摩擦角	16 (DEG.)
粘着力	0 (kgf/cm <sup>2</sup> )
比重	2.8 (gf/cm <sup>3</sup> )

第5章 実 験

5-1 測定項目

本実験における次に示す4つの量をデータレコーダに連続的に記録した。

(I) 履帯旋回角および旋回速度

履帯旋回角および旋回速度を求めるために、油圧駆動モータと駆動軸間に介在するカップリングとポテンシオメータにタイミングベルトを取り付け、ラックアンドピニオン方式にしてポテンシオメータからのアナログ出力電位差を直接データレコーダに記録した。(Photo. 5-1)。

(II) 履帯沈下量

履帯沈下量を求めるために、履帯フレーム上にアクリ

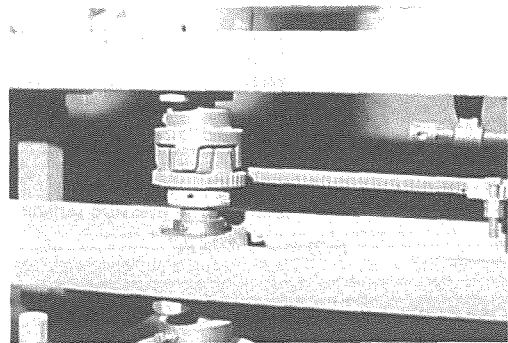


Photo. 5-1 Mechanism for measuring the turning angle.  
旋回角の測定機構

ル樹脂の円板を設置し、その円板にポテンシオメータが常時接触するようにし、アナログ出力電位差を直接データレコーダに記録した。

(III) 接地圧

履帯を構成する7枚の各シューに作用する各接地圧力を4-3-3-1で述べた圧力検出器を各シューに取り付け、その出力をストレインアンプで増幅した後、データレコーダに記録した。

(IV) 旋回抵抗モーメント

旋回抵抗モーメントは、駆動軸に発生するねじりトルクによる軸歪みを求めることにより測定した。その歪みは軸に取り付けた4枚の歪みゲージの出力をストレインアンプで増幅した後、データレコーダに記録した。なお圧力検出器とストレインゲージからの出力はストレインアンプ内で 10 Hz のローパスフィルタにかけられてい



る。データレコーダの記録テープスピードは 4.8 cm/sec で記録した。

5-2 パラメータ

第1章の緒言で述べた事柄を考慮して次のパラメータを取り上げ, Tab. 5-2 に示す組合せで実験を行った。

Tab. 5-2. Experimental parameters.  
実験のパラメータ

実験 NO.	積荷重量 (kgf)	形状比	接地パターン (F or P)
1	22.0	2.7	F
2	↑	3.2	↑
3	↑	4.3	↑
4	27.3	2.7	↑
5	↑	3.2	↑
6	↑	4.3	↑
7	36.4	2.7	↑
8	↑	3.2	↑
9	↑	4.3	↑
10	27.3	↑	P
11	36.4	↑	↑

↑: same as shown above.

- (a) 履帯に作用する鉛直荷重  $W$  (kgf)
- (b) 形状比  $K$  (ただし接地面積は245または 246 cm<sup>2</sup>)
- (c) 接地パターン 形状比  $K=4.3$  の履帯についてのみ中央部3つのシューが他の両端のシューよりも 3 mm 程度, 突出した場合 (以後 Pivot pattern と呼ぶ:  $P$ ) とフラットな場合 (以後 Flat pattern と呼ぶ:  $F$ ) の 2 種類を用いた。(Photo. 5-2 に Pivot

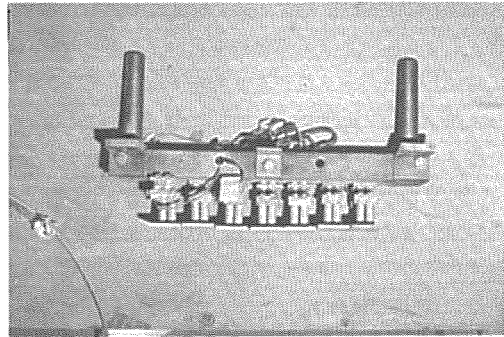


Photo. 5-2 Track assembly for pivot turning.  
ピボット旋回用履帯装置

pattern の場合の履帯を示す)

5-3 実験手順

- 1) 供試土壌を攪はんし, 一定の密度になるように締め固め, 水平に整地する。
- 2) 模型履帯をセットし, 静止時に各シューに作用する接地圧を測定する。
- 3) 模型履帯を一定速度 (144°/sec) で 0° から約 270° まで反時計廻りに旋回させる。その間 5-1 で述べた測定項目を記録する。
- 4) 履帯旋回後の土壌の状態を観察する。

第6章 データの処理

6-1 データの処理

5-1 で上げた 4 種類 10 個の測定量 (アナログ量) はデータレコーダの 1 から 10 までのチャンネルを用いて同時に記録した (ただしデータレコーダのテープスピードは 4.8 cm/sec である)。記録されたデータは分解能 12

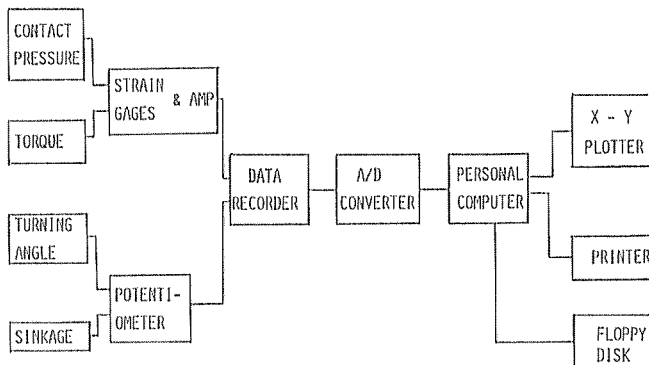


Fig. 6-1 Flow chart of instrumentation and data processing.

計測およびデータ処理の流れ図

ビットの A/D 変換器でデジタル変換 (注) した後パーソナルコンピュータで計算処理を行い、フロッピディスクに格納した。データ処理手続きを Fig. 6-1 に示す。

(注)：接地圧、旋回モーメントの測定量は 10 Hz のローパスフィルタを介してデータレコーダに記録したため A/D 変換の際のサンプリング間隔は標本化定理より大きい値でなくてはならない<sup>38)</sup>。そこでサンプリング間隔はすべてのチャンネルについて 100 Hz とした。

6-1-1 履帯旋回角

履帯旋回角の検出用ポテンシオメータの出力電圧  $V_0$  (mV) と履帯旋回角  $\theta$  (deg.) の較正結果は次の通りである。

$$\theta = 0.34(V_0 - V_{00})$$

$V_0$ : 旋回角  $\theta$  におけるポテンシオメータの出力電圧 (mV)

$V_{00}$ : 静止時におけるポテンシオメータの出力電圧 (mV)

により旋回角  $\theta$  を求めた。なお各実験における旋回速度は約  $144^\circ/\text{sec}$  であった。

6-1-2 履帯沈下量

沈下量検出用のポテンシオメータの出力電圧 (mV) と沈下量  $Z$  (cm) の較正結果は次式である。

$$Z = 48.2(V_s - V_{s0})$$

上式より出力電圧を沈下量に変換した。しかしながら算出した沈下量データはポテンシオメータと履帯に取り付けたアクリル板との摩擦振動が原因と思われる高周波成分が多く含まれるため、スパン 3 の移動平均法<sup>39)</sup> で高

周波成分の除去を行い、その値をグラフ化した。

$$\left. \begin{aligned} Z(t) &= \frac{Z'(t-Dt) + Z'(t) + Z'(t+Dt)}{3} \\ Z(t_s) &= Z'(t_s) \\ Z(t_e) &= Z'(t_e) \end{aligned} \right\} \dots(6-1-2-2)$$

ただし  $Z(t)$ : 修正した沈下量 (cm)

$Z'(t)$ : 出力電圧を直接沈下量に変換した沈下量 (cm)

$t$ : 時間 (sec)

$t_s$ : 沈下開始時間 (sec)

$t_e$ : サンプリング終了時間 (sec)

$Dt$ : サンプリング間隔 (sec)

Fig. 6-1-2 にデータ処理前後の沈下量のデータを示す。この図からわかるようにかかなりの高周波成分が除去でき、一般的な沈下の傾向が観察できた。また履帯の静的沈下量は測定を行わなかったため、測定した沈下量は履帯静止時からの沈下量を表わした。

6-1-3 接地圧力

7つのシューに取り付けた圧力検出器に作用する垂直力  $V$  (kgf) と歪み  $\mu$  ( $\times 10^{-6}$  strain) の各較正結果から得られる垂直反力  $V$  (kgf) をシューの面積  $A$  ( $\text{cm}^2$ ) で除して、各シューに作用する接地圧  $P = V/A$  (kgf/ $\text{cm}^2$ ) を求めた。

6-1-4 旋回モーメント

駆動軸に作用するトルク  $T$  (kgf $\cdot$ m) とそれに取り付けた歪みゲージの歪み  $\mu_t$  ( $\times 10^{-6}$  strain) の較正結果は次の通りである。

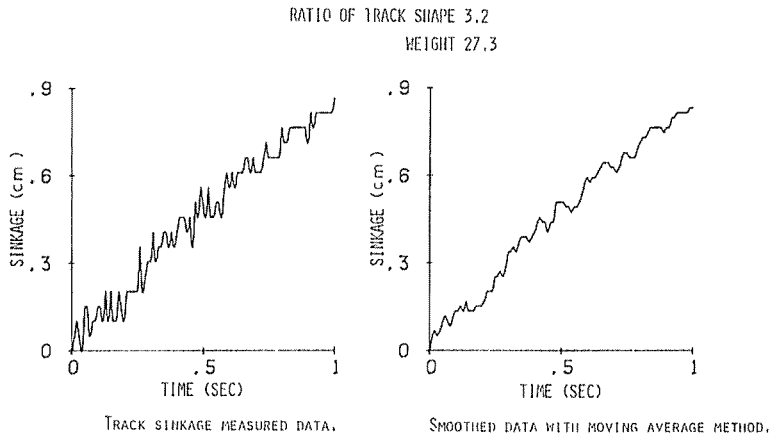


Fig. 6-1-2 Track sinkage behavior.  
履帯沈下挙動

$$T = 0.012\mu_t + 9.19 \times 10^{(-3)}$$

上式より旋回モーメント  $T$  (kgf·m) を求めた。

6-1-5 旋回開始時間

履帯の旋回開始時間は、記録した旋回モーメントが立ち上がる瞬間の時間を旋回開始時間とした。なお A/D 変換した後、X-Y プロッタで出力させた各実験データを付録 VI に示した。

第 7 章 実験結果および考察

7-1 履帯旋回角の時間遅れ

Fig. 7-1 に示したグラフは旋回モーメントと旋回角 (いずれもデータレコーダの出力) を縦軸に旋回時間を横軸に示したものである。この図より履帯を旋回させる軸トルクが作用してから履帯が実際に旋回を開始するまでには若干の時間遅れが存在することがわかる。この旋回角の時間遅れは履帯自身の慣性モーメントと 2-3 で述べた地盤の破壊の発生のための時間による影響と思われる。時間遅れはすべての旋回実験においてみられ、載荷重量が大なる程増大する傾向がみられたが、おおよそ 0.1~0.5 (sec) の間であった。

7-2 旋回時における接地圧力分布

Fig. 7-2-1 (a)~(g) は各実験パラメタにおける履帯の旋回に伴う各シュー下面に作用する接地圧の変化の例を示したものである。縦軸は各シューに作用する接地圧 (kgf/cm<sup>2</sup>), 横軸は旋回時間 (sec) と旋回角 (deg.) を表わ

している。ここで旋回開始時 (旋回時間が 0 秒の時) と旋回角 (0°) が一致していないのは、前項に述べた理由からである。また各図とも右上に各シューの位置とそれ

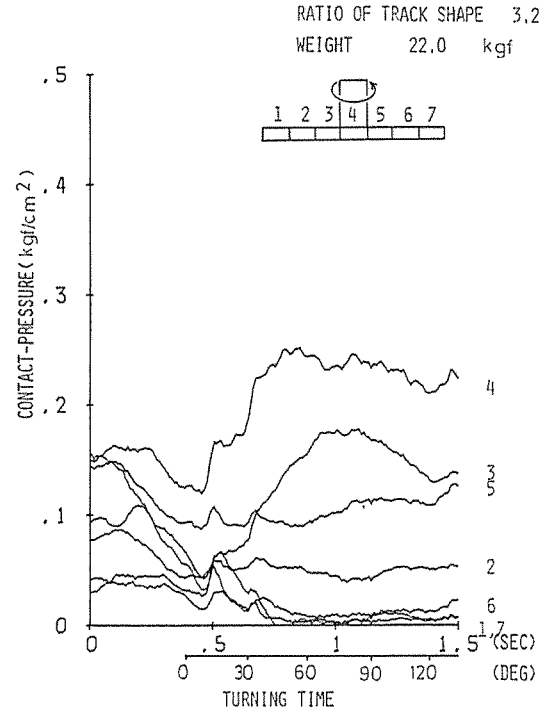


Fig. 7-2-1 (a) Relationship between turning time and contact pressure.

旋回時間と接地圧力の関係

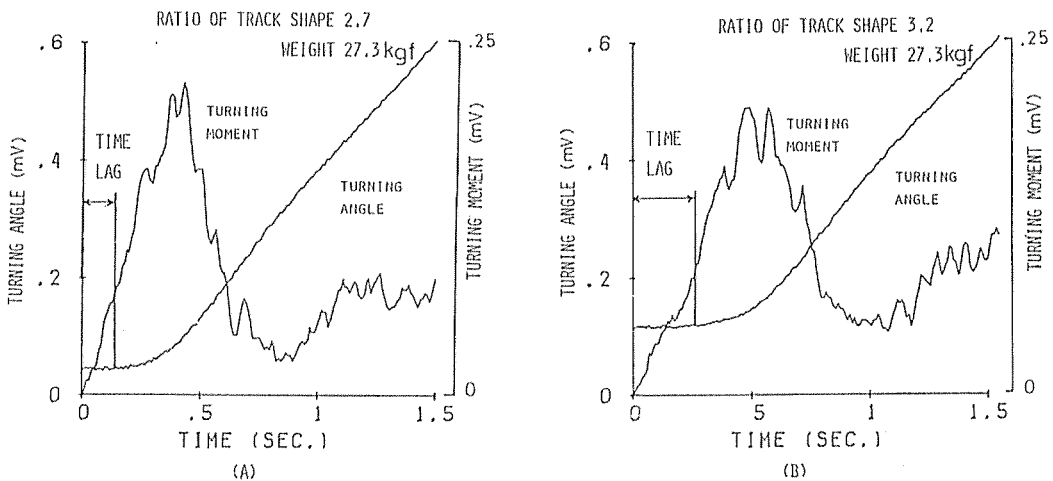


Fig. 7-1 Relationship between turning moment and turning angle.

旋回モーメントと旋回角の関係

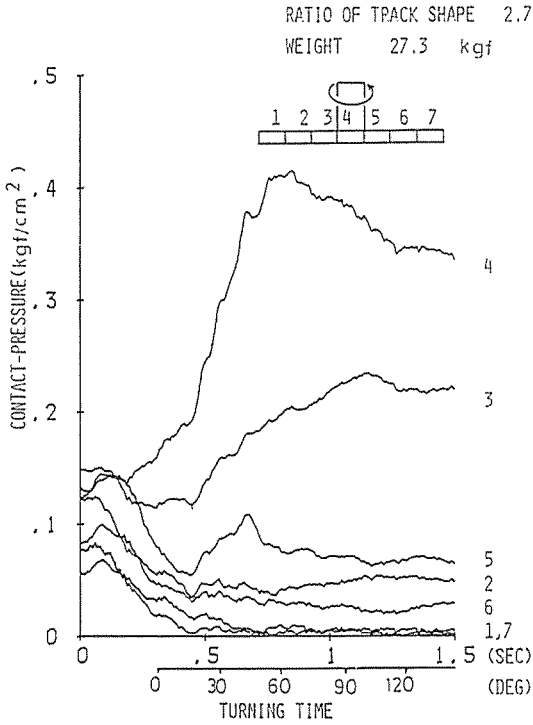


Fig. 7-2-1 (b) Relationship between turning time and contact pressure.

旋回時間と接地圧力の関係

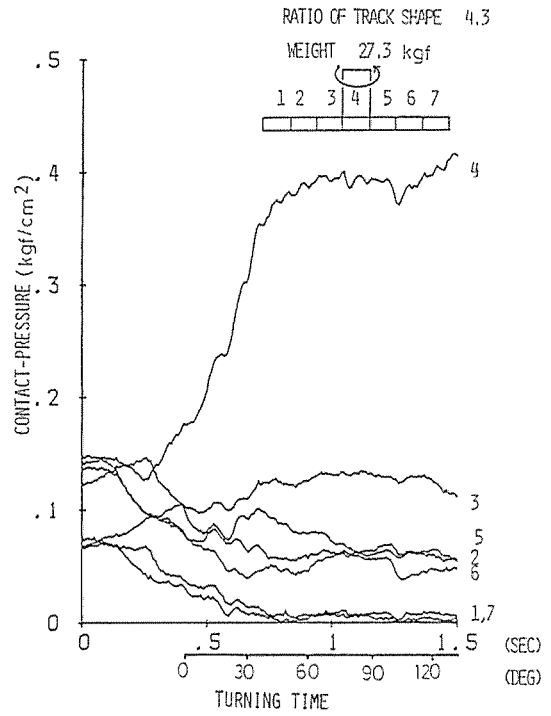


Fig. 7-2-1 (d) Relationship between turning time and contact pressure.

旋回時間と接地圧力の関係

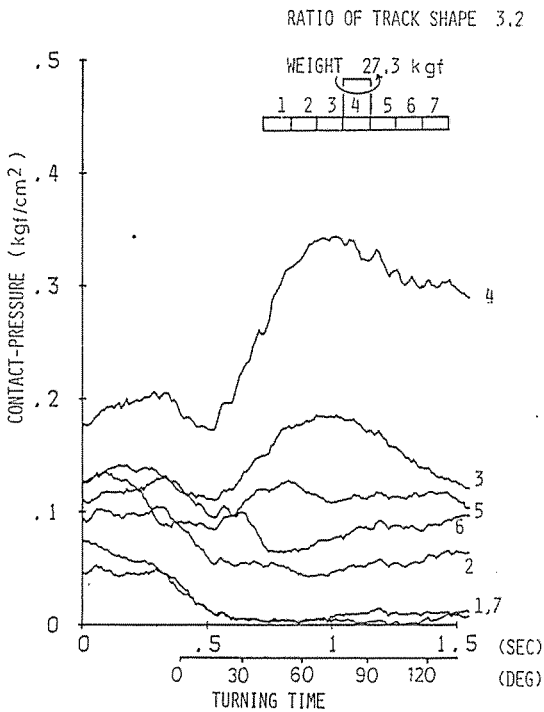


Fig. 7-2-1 (c) Relationship between turning time and contact pressure.

旋回時間と接地圧力の関係

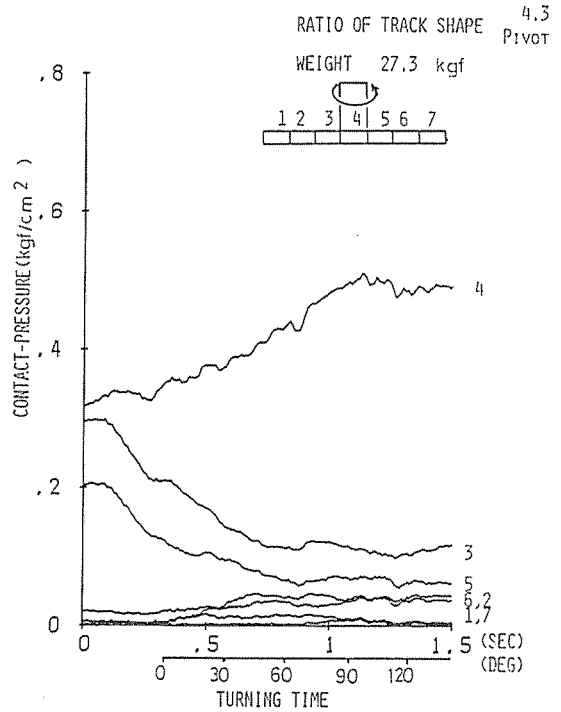


Fig. 7-2-1 (e) Relationship between turning time and contact pressure.

旋回時間と接地圧力の関係

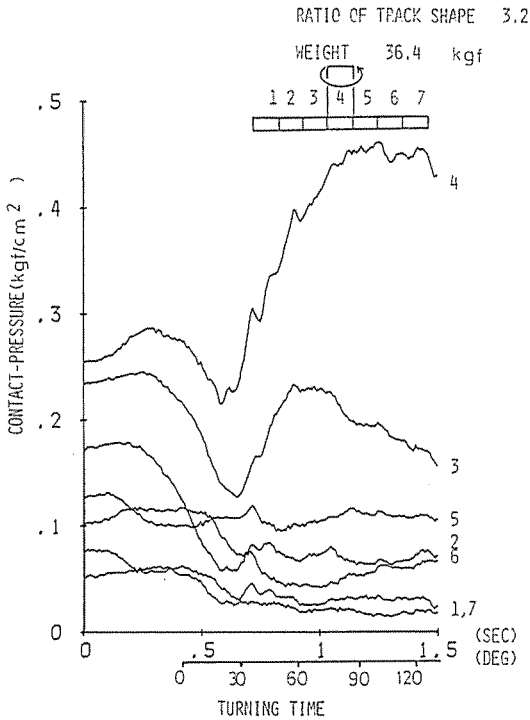


Fig. 7-2-1 (f) Relationship between turning time and contact pressure.

旋回時間と接地圧力の関係

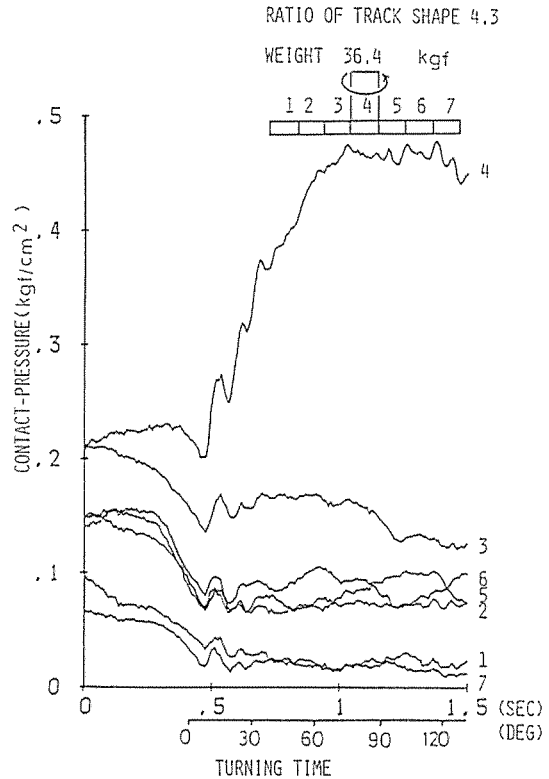


Fig. 7-2-1 (g) Relationship between turning time and contact pressure.

旋回時間と接地圧力の関係

を表す番号 (1~7) が示しており、各図の曲線の右隅に示す番号と対応している。

Fig. 7-2-2 (a)~(e) は荷重重量が 27.3 kgf, 履帯の形状比が 2.7, 3.2, 4.3 と Pivot pattern, および 荷重重量 36.4 kgf, 履帯の形状比 4.3 の静止時と 履帯旋回角 30° 毎における各シューの接地圧をもとに、履帯下の接地圧分布の状態を表わしたものである。ただしこの図における旋回角 0° は履帯が 旋回運動を 開始する瞬間の状態をいう。

Fig. 7-2-1 (a)~(g), Fig. 7-2-2 (a)~(e) によって以下のことがわかる。

1) 履帯静止時の接地圧分布は接地部がフラットな場合、矩形の一様分布ではなく、履帯中央周辺部にやや接地圧が集中する 台形型になった。履帯中央部の 3 つのシューが突出した Pivot の場合は中央部 3 つ以外の他のシューの接地圧は殆ど存在しなかった。ただし接地圧を有する中央部 3 つのシュー下の接地圧分布においても、中央部がやや大きな接地圧を有していた。

2) 履帯を旋回させる旋回モーメントが履帯に作用してから履帯が実際に旋回を開始する間においても、各シューの接地圧が変化しており、この現象は時間遅れの間に作用する旋回モーメントによって、履帯の各シュー下の地盤の破壊の影響および履帯自体の慣性力が影響していると思われる。また各図において履帯が旋回を開始する前後において各シューの接地圧が若干減少する傾向がみられた。これは実験装置の履帯駆動部と模型履帯部との間を接続する鉄パイプと軸の間に摩擦力が生じ、履帯が旋回開始時に履帯荷重の一部が摩擦力と打ち消し合うために各接地圧が減少するものと考えられる。従ってこの現象は実験装置による原因で発生したものであって、実際の場合には発生しないと考えられる。

3) 履帯が旋回を行うに従って、各形状とも各重量における履帯下の接地圧分布は中央に集中する傾向があり、旋回角が約 60°~90° あたりになるとほぼ一定の接地

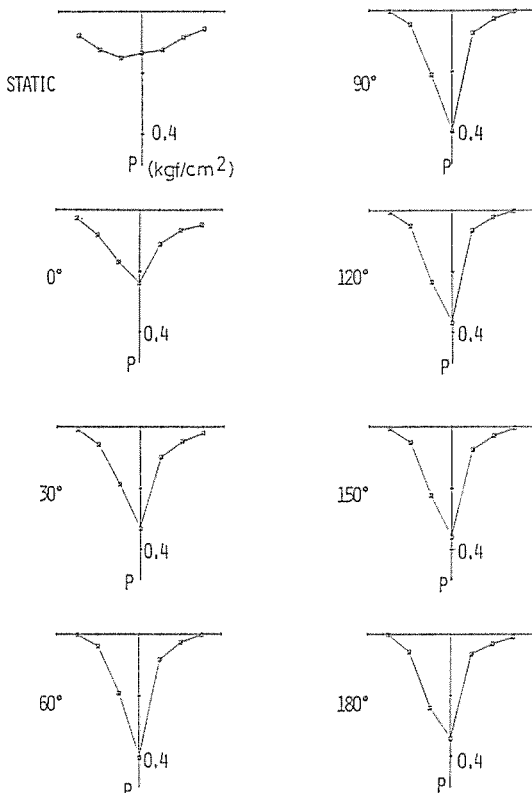


Fig. 7-2-2(a) Relationship between turning angle and contact pressure behavior (ratio of track shape 2.7, weight 27.3 kgf)

旋回角と接地圧力挙動の関係(形状比2.7, 荷重 27.3 kgf)

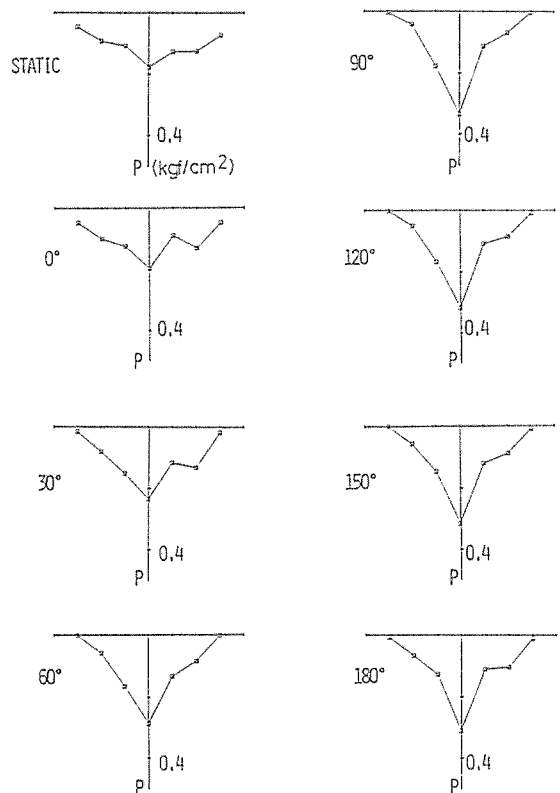


Fig. 7-2-2(b) Relationship between turning angle and contact pressure behavior (ratio of track shape 3.2, weight 27.3 kgf)

旋回角と接地圧力挙動の関係(形状比3.2, 荷重 27.3 kgf)

圧分布になる。

4) 履帯中央部(または旋回中心)下に位置するシュー No. 4 の接地圧は履帯の旋回とともに増加し、約  $60^\circ \sim 90^\circ$  ではほぼ一定、または若干減少した。旋回時の最大接地圧は静止時のその接地圧に比較してフラットな履帯では、2~2.5倍、Pivot pattern では1.5倍程度となった。Pivot pattern ではフラットな履帯よりも静止時の接地圧が高いため、その接地圧の増加割合も少ない。なお履帯中央部下の接地圧変化については後に詳述する。

5) フラットな履帯の場合、履帯中心から離れるに従い、各シュー下の接地圧は旋回角の増加とともに減少する傾向がみられた。特に両端のシュー No. 1, 7 の接地圧は旋回角が約  $30^\circ$  以上では殆ど存在しなかった。

6) Pivot pattern の履帯の場合は履帯中心の両隣りのシュー No. 3, 5 の接地圧は旋回角の増加に従い減少す

るが、履帯の両端およびその両隣のシュー No. 1, 2, 6, 7 の接地圧は若干増加する傾向があった。これは静止時に地盤に殆ど接していなかったシュー No. 1, 2, 6, 7 が旋回により履帯が沈下し接地したためと考えられる。

以上、履帯の旋回によって接地圧分布は履帯の形状比、擦荷重量、接地パターンに拘わらず履帯中心部(旋回中心部)に集中することが判明した。

### 7-3 旋回時における履帯の動的沈下

Fig. 7-3(a), (b) に荷重重量 27.3 kgf, 36.4 kgf, 形状比 2.7, 3.2, 4.3 およびピボットパターンの履帯について旋回角(deg.)と沈下量(cm)の関係を示した。これらのことから次のことがわかる。

1) 各場合の履帯とも、旋回角の増加につれて沈下量は増加するが、形状比が小さい履帯、およびピボットパ

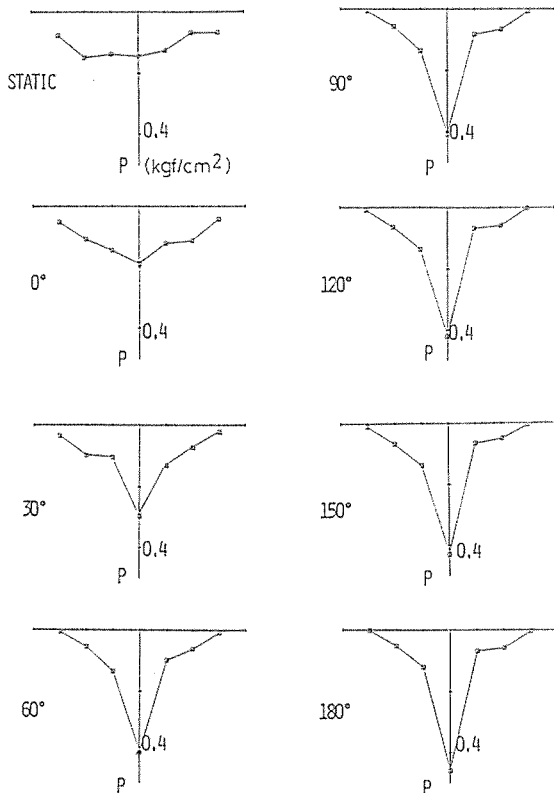


Fig. 7-2-2(c) Relationship between turning angle and contact pressure behavior (ratio of track shape 4.3, weight 27.3 kgf)

旋回角と接地圧力挙動の関係(形状比4.3, 荷重 27.3 kgf)

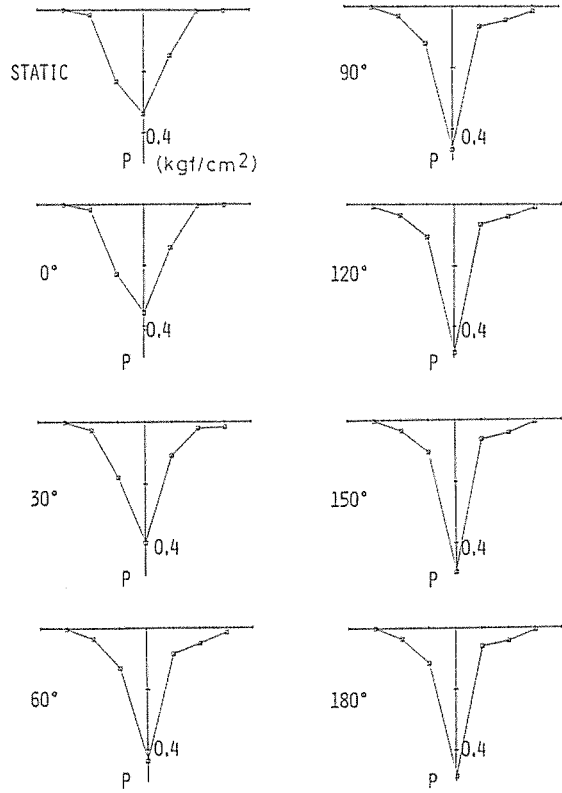


Fig. 7-2-2(d) Relationship between turning angle and contact pressure behavior (pivot pattern, weight 27.3 kgf)

旋回角と接地圧力挙動の関係(ピボット, 荷重 27.3 kgf)

ターンの履帯では旋回角が増すときその沈下量こう配はゆるやかになる傾向がある。

2) 載荷重 27.3 kgf では (Fig. 7-3 (a) 参照) 履帯の沈下量は旋回角 120° あたりまでは各履帯とも同様な沈下現象を示すが、それ以上になると形状比 4.3 の履帯沈下が大きくなる。他の形状比の履帯およびピボットパターンの履帯ではあまりそれらの間の変化はみられない。載荷重 36.4 kgf (Fig. 7-3 (b)) では、各形状比とピボットパターンの履帯の旋回角における沈下量は異なっており、形状比が大なる程沈下量が增大する。しかしピボットパターンの履帯はそれ自体の形状比が 4.3 にも拘わらず沈下量が小さく、旋回角 180° 時における沈下量は形状比 2.7 の履帯とほぼ同じ値であった。

従って、これらの結果から履帯の旋回に伴う沈下は履帯が同一面積でフラットであれば、形状比が小さい程、

換言すれば正方形に近い程その沈下量は少なくなり、また履帯に作用する載荷重量が大なる程、その傾向は顕著になると考えられる。一方、形状比が大であっても履帯中央部がいくらか突出したピボットパターンの履帯であればその沈下量はかなり減少させることが可能である。

#### 7-4 履帯中央部の 接地圧変化と 沈下の実験値および理論値の比較

7-2, 7-3項によって履帯の旋回時には履帯中心部の接地圧が増加し、履帯は沈下するが、その沈下は履帯の形状比が小さい程、少ないことがわかった。そこでこの項では以前 2-5項で導いた履帯の旋回に伴う履帯沈下量および履帯中央部の 接地圧変化を表わす(2-5-18) および(2-5-19)式を用いてそれらの値を算出し、各測定結果との比較を行い、理論式およびその考え方や仮定の妥当性

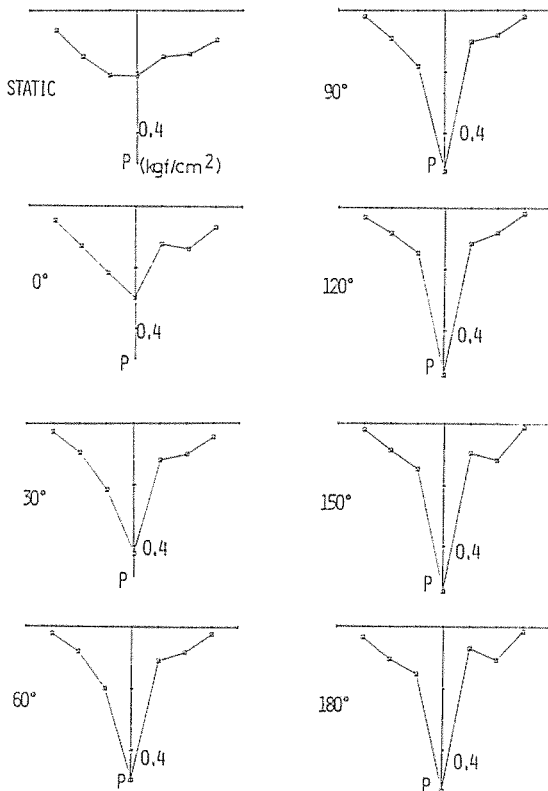


Fig. 7-2-2(e) Relationship between turning angle and contact pressure behavior (ratio of track shape 4.3, weight 36.4 kgf)  
 旋回角と接地圧力挙動の関係(形状比4.3, 荷重 36.4 kgf)

を検討した。(なお本研究で使用した土壌の内部摩擦角は  $16^\circ$  と小さいため2-3項で述べたすべり線は履帯の初期沈下量と同程度、またはそれよりも浅い所に発生すると考えられるため、この理論式を適用した)

7-4-1  $k$  と  $n$  の決定

理論式(2-5-18), (2-5-19)式を解くにあたって(2-5-1で述べたように) 供試砂地盤の圧縮特性を表わす次式

$$P = kZ^n \quad \dots(2-5-1)$$

の  $k$  と  $n$  の値を決定しなければならない。 $k, n$  を決定するために Fig. 7-4-1-1, Photo 7-4 に示すような  $3.4 \times 11, 3.5 \times 10, 3.9 \times 9$  (cm<sup>2</sup>) の3種類の長方形プレートと面積 15 (cm<sup>2</sup>) の円板を自動記録型の土壌貫入形 TN-4型に取り付け、沈下量  $Z$  (cm) と接地圧  $P$  (kgf/cm<sup>2</sup>) を測定し、両値を両対数グラフにプロットし、そのグラフ

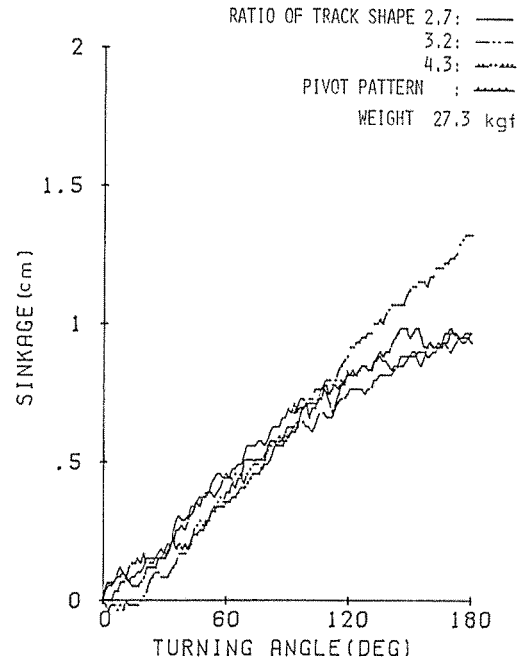


Fig. 7-3(a) Relationship between turning angle and sinkage.

旋回角と沈下の関係

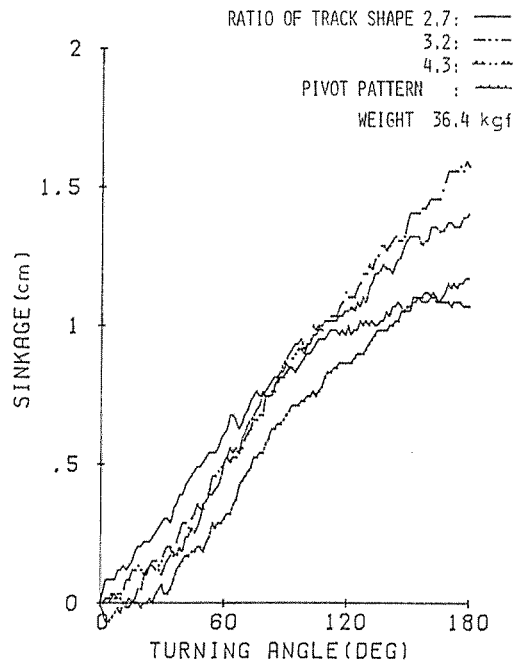


Fig. 7-3(b) Relationship between turning angle and sinkage.

旋回角と沈下の関係



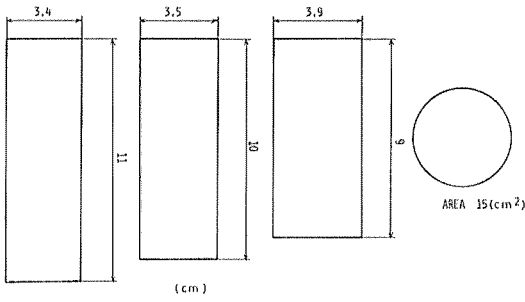


Fig. 7-4-1-1 Tested plates.  
供試板

上の点を直線回帰することにより、 $k, n$  の値を求めた。その結果、接地圧と沈下量  $Z$  は次式で表わされた (Fig. 7-4-2 参照)。

$$\log P = 0.94 + 1.49 \log Z \quad (r = 0.90)$$

ただし  $\log$  は常用対数、 $r$  は相関係数を示す。

$$P = 0.11Z^{1.49} \quad \dots(7-4-1)$$

従って、 $k, n$  は

$$k = 0.11, \quad n = 1.49$$

とした。

7-4-2 理論値と実測値との比較

7-4-1 で求めた  $k, n$  を用いて、まず (2-5-18) 式を Newton-Raphson 法を用いて旋回角  $1^\circ$  (deg.) きざみで  $180^\circ$  までの沈下量  $Z$  (cm) を求め、次に得られた各沈下量  $Z$  を (2-5-19) 式に代入することによって、 $0^\circ \sim 180^\circ$  までの  $1^\circ$  毎の履帯中央部の接地圧を求めた (ただし図の沈下量は履帯静止時の静的沈下量を差し引いた値で示してある)。

Fig. 7-4-2-1~Fig. 7-4-2-4 に実験に用いたフラットな 3 種類の履帯について履帯載荷重量 27.3 kgf, 36 kgf の場合の各旋回角 (deg.) における履帯中央部下の接地圧、沈下量の理論値をグラフにして示す。(なお、計算

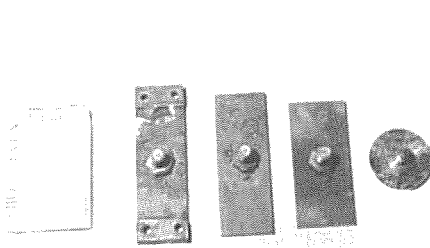


Photo. 7-4 Various shaped plates tested.  
種々の形状をした供試板

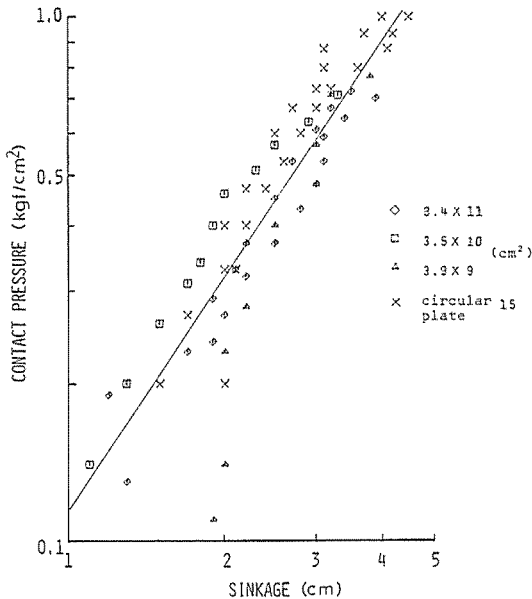


Fig. 7-4-2 Penetrating resistance test.  
貫入抵抗試験

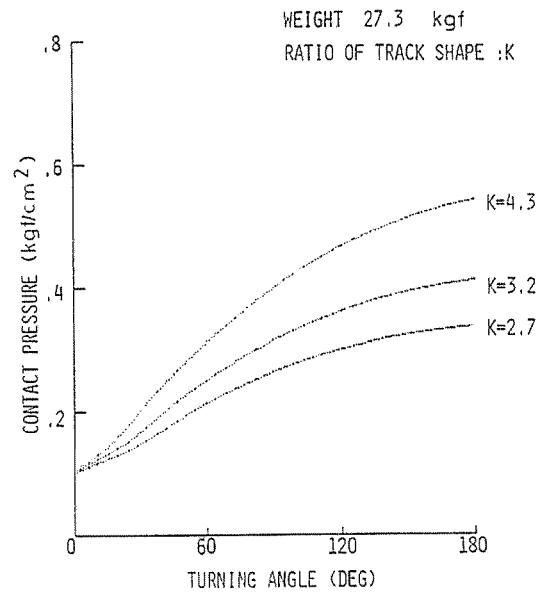


Fig. 7-4-2-1 Theoretical curves for contact pressure.  
接地圧力に対する理論曲線

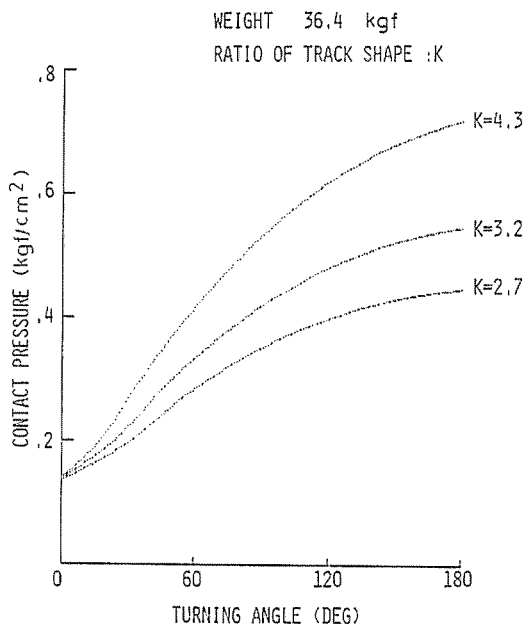


Fig. 7-4-2-2 Theoretical curves for contact pressure.  
接地圧力に対する理論曲線

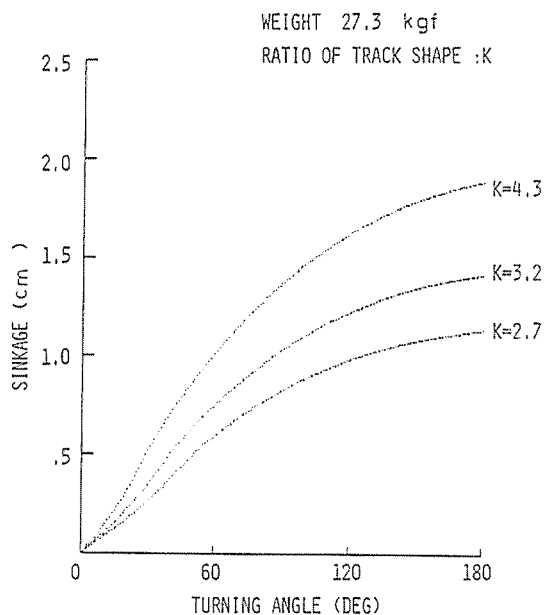


Fig. 7-4-2-4 Theoretical curves for contact pressure.  
接地圧力に対する理論曲線

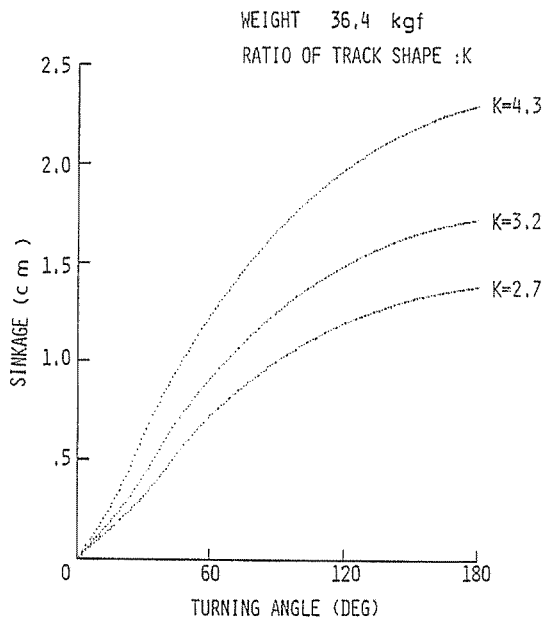


Fig. 7-4-2-3 Theoretical curves for contact pressure.  
接地圧力に対する理論曲線

に用いたプログラム SINK1, および ATU, DAT を付録 III, IV に示す)。

得られた各理論値のグラフは、沈下量および接地圧の

変化はともに立ち上がりこう配がゆるく旋回角の増加に伴いこう配が増加し、その後次第にこう配が減少する傾向がある。これは一種の非線形方程式の解である logistic 曲線または S 字曲線<sup>40)</sup> と呼ばれる曲線に類似したものである。これらの図から、各条件における履帯の沈下量、およびその中央部の接地圧は旋回角の増加とともにこう配は変化するが、その値は全体として増加する。また履帯の荷重重量が一定であれば、形状比の値が大なる程その増加は大きいことがわかる。

Fig. 7-4-3 (a), (b) に沈下量に関する実測値と理論値を、Fig. 7-4-3 (c), (d) に履帯中央部の接地圧に関する実測値と理論値を同時に表わしたものを数例示す。これらより沈下量に関しては、理論値は実測値よりも 20~30% 大きな値を取るが、全体的傾向としては類似した形となっている。履帯中央部の接地圧については、実測値は旋回角 60°~90° までは増加しているが、その後は一定または若干減少するのに対し、理論値では増加し続けており、形状比が大なる程理論値が大きくなる傾向を示した。また全体の変化の様子は形状比 2.7, 荷重 27.3 kgf の場合を除き、形状比が大なる程類似の範囲も狭くなっているが、その範囲内では比較的良好で類似な変化がみられた。以上の結果より次のことが考えられる。

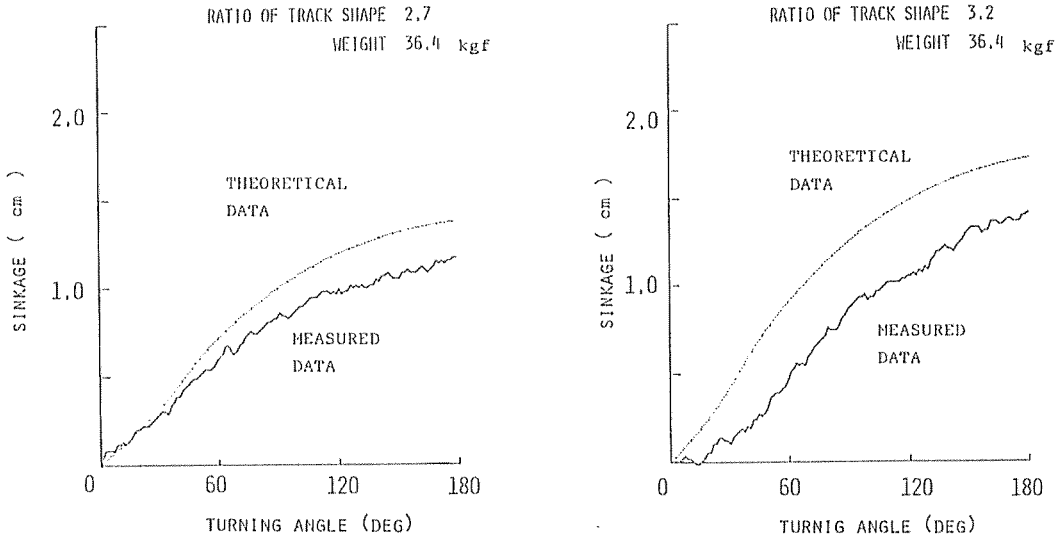


Fig. 7-4-3(a) Comparison between measured and theoretical data for sinkage.

沈下に対する測定値と理論値の比較

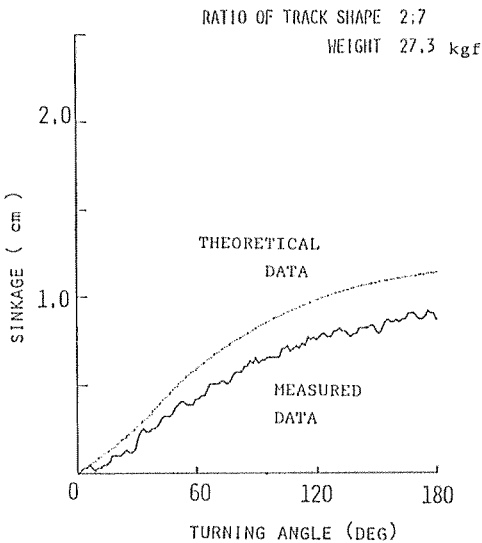


Fig. 7-4-3(b) Comparison between measured and theoretical data for sinkage.

沈下に対する測定値と理論値の比較

(a) 履帯の沈下量については、理論値が実測値のそれと比較的類似した傾向を有していることから、理論的考察は基本的に妥当と考える。ただ理論値と定量的な若干の差異は、砂地盤の圧縮沈下指数  $n$  による誤差と仮定における履帯の静的接地圧分布が一様と仮定したこと起因するものと思われる。

(b) 履帯中央部の接地圧については、その理論値と実測値の傾向がその沈下量のそれに比較してあまり類似していない。これは理論値を(2-5-19)式により求めているため定数  $k$ 、および(a)で述べた沈下量の誤差の影響を受けるためと、接地圧の実測値の誤差および履帯の旋回運動による動的な外力の影響等が関与したものと思われる。

結局これらより接地圧については若干の問題があるものの、旋回時における動的な沈下現象および接地圧分布の変化は第2章の理論的考察で述べた考え方によって十分に説明される。

#### 7-5 履帯の形状比 および 接地パターンと旋回モーメント

Fig. 7-5 (a)~(d) に履帯荷重重量 27.3 kgf, 36.4 kgf に おける各形状比およびピボットパターンの履帯における旋回時間と旋回モーメントの関係を示す。この結果より以下のことがわかる。

(a) 各旋回モーメントとも旋回開始時に大きな立ち上がりこう配を有するピーク値をもった後減少し、さらに旋回時間の増加に伴いわずかながらそのモーメントが増加する傾向がみられる。

旋回開始時に表われるピーク値は履帯自体の慣性モーメントおよび地盤と履帯底面との摩擦によって生じたものと考えられる。またその後の旋回時間に伴う旋回モー

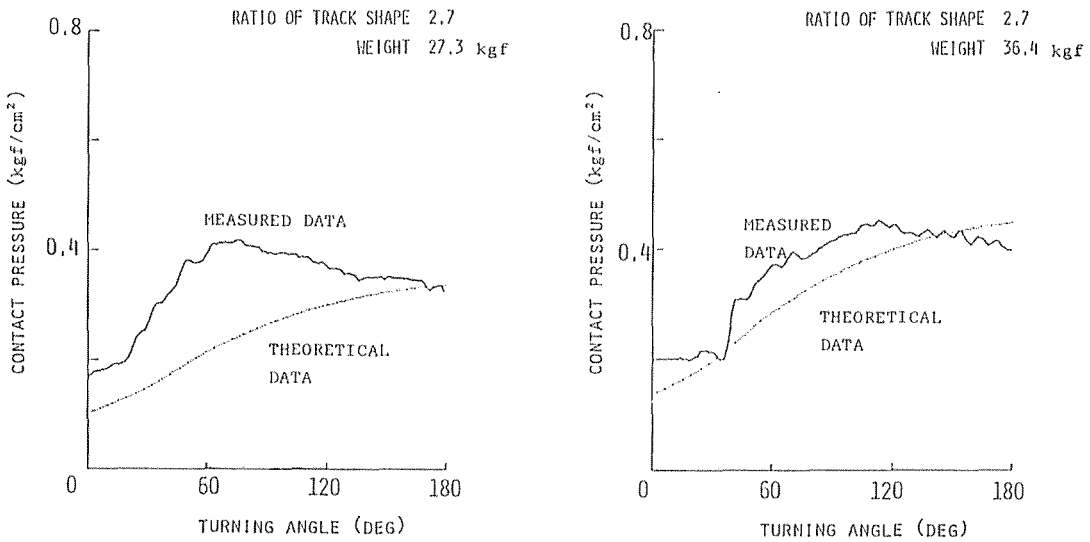


Fig. 7-4-3(c) Comparison between measured and theoretical data for sinkage.

沈下に対する測定値と理論値の比較

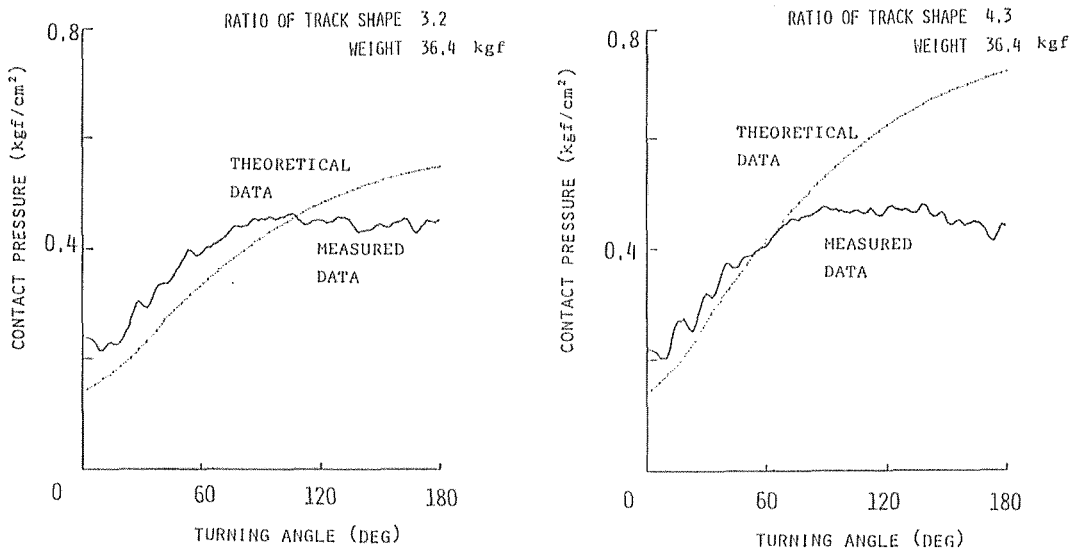


Fig. 7-4-3(d) Comparison between measured and theoretical data for sinkage.

沈下に対する測定値と理論値の比較

メントの増加は履帯の沈下により地盤から履帯側面に作用する排土抵抗モーメントに起因するものと考えられる。

(b) 各条件における旋回モーメントのピーク値の大きさはフラットなパターンの履帯では、 荷重重量 27.3 kgf の時に形状比 2.7 で約 1.6 kgf・m, 3.2 で 1.5 kgf・m, 4.5 で約 1.3 kgf・m で、その値の大きさは形状比で 2.7, 3.2, 4.5 の順となり 荷重重量 36.4 kgf では、 形状比 2.7 で約 2.0 kgf・m, 3.2 および 4.5 で約 2.3 kgf となり形状比で 4.5,

3.2, 2.7 の順になり、形状比とそのピーク値にはあまり関係がなかった。しかしながら、ピボットパターンの場合そのピーク値は荷重 27.3 kgf で約 0.9 kgf・m, 36.4 kgf で 1.5 kgf・m とフラットな場合に比較し、約 60~79 程低い値を取った。これは静止時にピボットの履帯はフラットな履帯に比較し接地圧が中央に集中しているため、旋回開始時における旋回モーメントが少なくすむためと思われる。

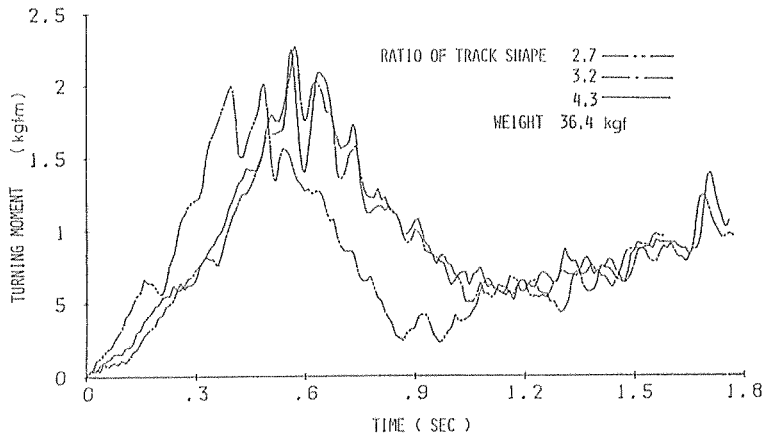


Fig. 7-5(a) Relationship between turning time and moment.

旋回時間と旋回モーメントの関係

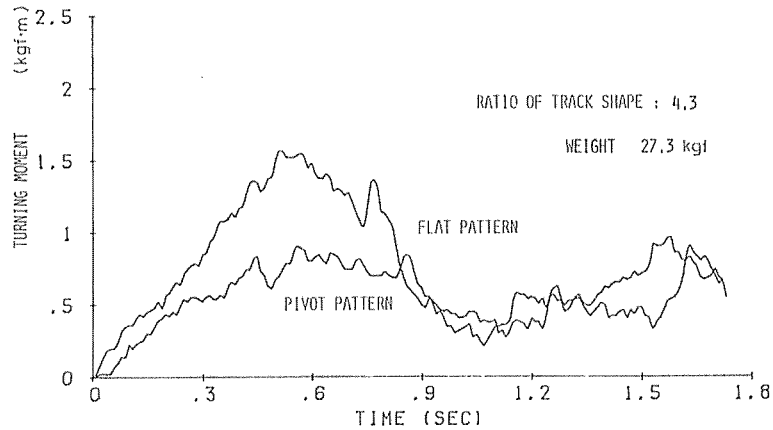


Fig. 7-5(b) Relationship between turning time and moment.

旋回時間と旋回モーメントの関係

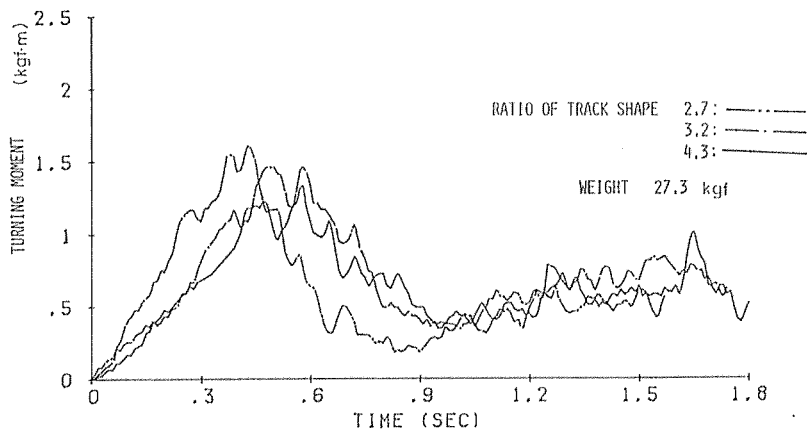


Fig. 7-5(c) Relationship between turning time and moment.

旋回時間と旋回モーメントの関係

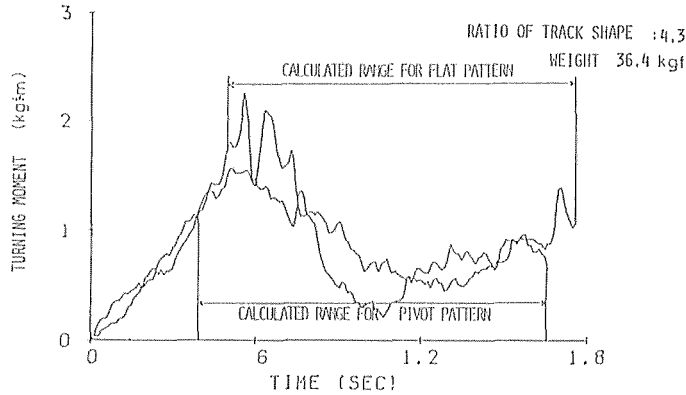


Fig. 7-5(d) Relationship between turning time and moment.  
 旋回時間と旋回モーメントの関係

Tab. 7-5. Comparison of the energy spent for turning for various shape ratio of the track.  
 種々の形状比の履帯の旋回に費されたエネルギーの比較

		形状比			
		2.7	3.2	4.3	PIVOT
旋回 エネルギー	荷重 27.3 (kgf)	1.95	2.20	2.12	1.83
	荷重 36.4 (kgf)	2.67	3.10	3.22	2.57

(kgf·m)

(c) 各条件において履帯が0°~180°まで旋回する際に必要な所要旋回エネルギー(kgf·m)を求めるとTab.7-5に示す通りである。接地面がフラットなパターンの履帯では、載荷重量27.3 kgf, 36.4 kgfとも形状比が小さい値の方が旋回エネルギーが小さくなる。またピボットパターンの履帯の旋回エネルギーは、それ自体の形状比が4.3にも拘わらず、フラットな履帯の最小の旋回エネルギーよりも小さい。履帯の形状比が小さい程所要旋回エネルギーが小さいのは、7-3項で述べたように履帯の形状比が小さいとその動的な沈下量が小さいため、地盤からの排土抵抗によるモーメントも小さいためと考えられる。またピボットパターン履帯の所要旋回エネルギーが最も小さくなったのは、その動的沈下量がフラットな履帯の沈下よりも少なく、また旋回開始時のピークを示すモーメントの値がフラットな履帯に比較して小さいためと考えられる。

以上、これらの事柄から実際の装軌車両の旋回時の沈

下および旋回抵抗を軽減させるには、履帯の形状を正方形に近づけるか、またはその履帯の中央部をいくらか突出させると、その旋回時における沈下および抵抗がいくらか減少できる。

第8章 結 言

- 以上本研究によって以下の知見が得られた。
1. 旋回時の履帯下の接地圧分布は、静止時のそれとは異なり、旋回に伴って変化し、履帯中央部に集中する。
  2. 旋回運動下にある履帯の動的沈下は、履帯の形状比および接地パターンに関係し、その沈下量は形状比が1に近い程、またフラットなパターンよりもピボット支持をして接地面積を少なくした履帯の方が少ない。
  3. 履帯の旋回エネルギーは履帯の形状比および接地パターンに関係し、そのエネルギーは形状比が1に近い程、またフラットなパターンよりもピボット支持されて接地する履帯の方が少ない。

第9章 摘 要

履帯の旋回時における履帯下の接地圧分布および沈下、旋回モーメントの動的挙動について、履帯の形状と静止時の履帯の接地状態、履帯に作用する荷重をパラメータにとり模型実験を行い、それらの動的挙動を観察し、その結果について比較、検討した。また旋回時における履帯下の接地圧および沈下の現象を理論的に考察し、旋回角に伴うそれらの諸量を算定する理論式を導いた。

その結果、旋回時における接地圧分布は、履帯中央部に集中し、沈下および旋回エネルギーは履帯の形状比が

1に近い程小さく、また履帯中央部の接地面を突出させた場合には、それらが減少することが判明した。また導いた理論式は実験値と同様な傾向を示した。

参 考 文 献

1) 林 啓男：履帯スリップに基づく装軌車旋回理論の実用的解析，機講論，No. 740-12, pp. 175~187, 1971.  
 2) 北野昌則，久間 誠他：装軌車両の旋回性能に関する研究（第3報），自動車技術会論文集，pp. 64~70, 1975.  
 3) 杉山 昇，緒方浩二郎：排土抵抗を考慮した履帯の旋回抵抗，テラメカニクス，No. 2, pp. 43~47, 1982.  
 4) 杉山 昇，近藤 博他：履帯の旋回抵抗に関する基礎的研究，テラメカニクス，No. 4, pp. 36~39, 1984.  
 5) 北野昌則，渡辺啓二：装軌車両の旋回性能改善に関する研究，テラメカニクス，No. 3, pp. 26~31, 1983.  
 6) 伊藤信孝，中田昌義他：装軌車両の旋回抵抗軽減について，農機関西支部報，第56号，pp. 46~47, 1984.  
 7) 北野昌則，城崎博美他：装軌車両の旋回性能に関する研究—重心位置が旋回特性に及ぼす影響—，テラメカニクス，No. 1, pp. 41, 1981.  
 8) M. G. Bekker: Off the road locomotion, The University of Michigan Press, pp. 134, 137, 1960.  
 9) 杉山 昇：建設機械と土の諸問題，鹿島出版会，pp. 106, 107, 1982.  
 10) 笈田 昭：テラメカニクスへの有限要素法，境界要素法の適用，テラメカニクス，No. 4, pp. 89~91, 1984.  
 11) Shon-Whi Cho et al.: The spacing effect of track shoes on loose soils, Journal of Terramechanics, Vol. 6, No. 3, pp. 22~39, 1967.  
 12) 磯貝孝幸：上部旋回式コンバインの開発研究，三重大学農学部農業機械学科卒業論文，pp. 70~110, 1983.  
 13) Sayed Shaaban: Evolution of the bearing capacity of dry loose sand with inclination of the load applied, Journal of Terramechanics, Vol. 21, No. 3, pp. 253~260, 1984.  
 14) 川村 登：プラウ曲面の研究（第3報），農機誌，第16巻，第1，2号，pp. 71, 1952.  
 15) L. L. Karafiath, E. A. Nowatzki: Soil mechanics for off road vehicle engineering, Trans Tech pub., pp. 269~462, 1978.  
 16) Sokolovski: Statics of soil media, Butterworths scientific publications, 1960.  
 17) ベー・アー・フローリン，大草重康 訳：フローリンの土質力学第3巻，森北出版，pp. 152~201,

1971.  
 18) 市場 悟，兵藤和也：土の切削抵抗に関する基礎研究，テラメカニクス，No. 2, pp. 1~4, 1982.  
 19) G. D. スミス，藤川洋一郎 訳：偏微分方程式の解法，サイエンス社，p. 103, 1982.  
 20) 北川 浩：塑性力学の基礎，日刊工業新聞社，pp. 162~163, 1979.  
 21) 川村 登：プラウ曲面の研究（第4報），農機誌，第15巻，第3，4号，pp. 92, 1953.  
 22) 藤本義二：建設機械用タイヤの軟弱地に対する走行に関する研究，建設機械化研究所報告，No. 11, pp. 32~33, 1976.  
 23) 金須正幸：土の動的性質と農業機械，農機試験・測定法テキスト，No. 4, pp. 22, 1970.  
 24) 河上房義：土質力学（改訂版），森北出版，pp. 172~173, 1981.  
 25) 寺沢寛一：自然科学者のための数学概論，岩波書店，pp. 565, 1983.  
 26) S. Kuo, 村越勝弘 訳：FORTRAN のための数値計算法，日本コンピュータ協会，pp. 128, 1978.  
 27) 日野幹一：境界値問題の解法，朝倉書店，pp. 102, 1981.  
 28) 川村 登，並河 清他：自脱コンバインの走行性に関する2，3の知見，農機学会第40回講演要旨，pp. 53, 1981.  
 29) 田中 孝，山崎 稔：コンバインのステアリング比と旋回性能，同上，pp. 64, 1981.  
 30) 江崎春雄，湯沢正太郎他：履带式車両の走行性向上に関する研究（IV），同上，pp. 59, 1981.  
 31) 北野昌則，城崎博美他：装軌車両の旋回性能に関する研究（第1，2，3，4，5報）自動車技術会論文集，pp. 51~57, No. 9, 1975, pp. 54~60, No. 10, 1975, pp. 64~70, No. 11, 1976, pp. 97~104, No. 15, 1978, pp. 70~77, No. 7, 1979.  
 32) 室 達郎，河原莊一郎：超軟弱地盤上の建設機械用履帯に関するFEM解析，テラメカニクス，No. 4, pp. 27~30, 1984.  
 33) 神谷昌和：装軌車両の旋回時挙動に関する一考察，三重大学農学部農業機械学科修士論文，pp. 30, 1983.  
 34) 伊藤富雄，青山 護：湿地用ブルドーザの推力と沈下量について，テラメカニクス，No. 2, pp. 39~42, 1982.  
 35) 杉山 昇，近藤 博他：履帯旋回抵抗に関する基礎的研究，第5回テラメカニクス研究会プログラム，pp. 17, 1984.  
 36) 大柿光司：新しい力の検出方法の開発，テラメカニクス，No. 2, pp. 5~7, 1982.  
 38) 今井 聖：デジタル信号処理，電子科学シリーズ88，産報出版，pp. 24, 1981.  
 39) 大川善邦：数値計算法，コロナ社，pp. 36~38, 1981.  
 40) 山口昌哉 編著：非線形の現象と解析，入門現代の数学[1]，日本評論社，pp. 14~15, 1979.

### Summary

To improve the trafficability and mobility, especially on loose ground, contact pressure distribution beneath the running device of the vehicle should be discussed in detail.

Few studies can be found concerned with the dynamic change of the contact pressure distribution pattern beneath the braked track during the steering or turning motion of the vehicle.

Most of the related reports have been based upon the assumption that contact pressure beneath the braked track under steering motion can be maintained constantly, the same as it was before the beginning of turning motion.

In straight travelling, the increase of the contact area of the running device can help the terrain vehicle in improving its tractive performance. This can be found in the actual construction machinery like a bulldozer equipped with swamp crawler shoes. The pulling operation needs more traction force in straight travelling. The enlargement of the contact area of the running device to the ground can decrease the sinkage of the vehicle and it reduces running resistance also. In steering or turning motion of the vehicle, a large contact area will produce more resistance and promote disturbance of the top soil and sinkage. It can be concluded from this fact that the increase of the contact area of the running device can bring greater improvement of the trafficability. However, it can also make a difficult condition for turning motion under steering, due to the resistance produced from the bulldozing motion of the soil around the running device (braked track in this case).

For reducing the resistance in turning motion, the contact area should be less. This can be controlled by changing the contact length instead of the width of the track. To obtain smooth and less resistant turning, the contact area should be decreased by shortening the contact length. In this paper, it was found that the contact pressure distribution pattern can be varied and concentrated on the center point of the braked track with the progress of turning motion. The result of this study can be practically applied to an actual machine to reduce the resistance of the vehicle under turning motion by adding the simple mechanism of pivot supporting system for the braked track at its center point.



付 録

1. 地盤のすべり線を求めるプログラム

FILE NAME SOIL 1

入力すべきデータは

- 1) 応力関数の境界値
- 2) 内部摩擦角 (deg.)
- 3) 土とシューの摩擦角 (deg.)

である。

```

5 WIDTH 99.12
10 REM ----- FILE NAME SOIL1 -----
20 REM
30 REM 上の数値平準時における土応力内の範囲
40 REM 各微分方程式の境界条件を決定
50 REM
60 CLS
70 INPUT "応力関数の境界値 " :Y0
80 PA1=3.1415926535897#
90 INPUT "内部摩擦角 (DEG) " :RO
100 INPUT "土とシューの摩擦角 (DEG) " :DD1
110 RD1=PA1/180*RO
120 PRINT
130 PRINT
140 PRINT "応力関数の境界値 x(0)=" :Y0
150 PRINT
160 PRINT "内部摩擦角          ρ=" :RO :"(DEG)"
170 PRINT
180 TT=PA1/4*RD1/2
190 PRINT "微分方程式の計算範囲          "
200 PRINT "          θ=0 (RAD) "
210 TT=TT+180/PA1
220 PRINT "          θ=0 (DEG) -----> " :PRINT TT1
230 PRINT "          θ=0 (DEG) -----> " :PRINT TT1
240 SU=TT
250 REM ----- プログラムの概要 -----
260 REM
270 REM
280 PRINT
290 PRINT
300 PRINT "摩擦角 ρ=" :DD1 :"(DEG)"
310 PRINT
320 DD=PA1/180*DD1
330 GO=5*(PA1-DD-ATH(SINDD))/(SQRT(SIN(RO1)^2-SIN(DD)^2))
340 PSE=PA1/4-RD1/2
350 PRINT "プログラムの 始の範囲"
360 PRINT
370 PRINT "φ(θ)=" :GO :"(RAD)"
380 PRINT "φ(θ=" :TT :")=" :PSE :"(RAD)"
390 REM STOP
400 REM ***** SIMULTANEOUS ORDINARY DIFFERENTIAL EQUATION ANALYSIS *****
410 REM RUNGE-KUTTA-GILL METHOD
420 REM 方程式の数
430 DATA 2
440 REM *****
450 REM *****
460 REM 計算の下限
470 DATA 0
480 REM
490 REM ききみ値
500 DATA .12
510 REM
520 REM SUBDIVISION NUMBER
530 DATA 1
540 REM *****
550 REM *****
560 REM *****
570 PRINT "RUNGE-KUTTA-GILL 15[MULTANEOUS]"
580 GOTO 640
590 REM ***** 初期値の定義 (SUBROUTINE) *****
600 DEF FNSF(X,Y,Z)=1-SIN(Z*Y*X)+Z*SIN(Z*Y)/(COS(Z*Y)-SIN(RO))
610 DEF FNSG(X,Z,Y)=1+(COS(X)-SIN(RO))/COS(Z*Y)+Z*(2-COS(RO)^2)/(2-Z*SIN(RO))+COS(Z*Y)-SIN(RO))
620 RETURN
630 REM *****
640 PRINT "微分方程式の数=" :
650 READ N :PRINT N
660 PRINT "θ (RAD)の下限=" :SU
670 PRINT "θ (RAD)の上限=" :
680 READ SL :PRINT SL
690 PRINT "ステップ関数間隔=" :
700 READ SD :PRINT SD
710 PRINT "ききみ値          " :
720 READ M :PRINT M
730 PRINT "内部摩擦角 ρ (DEG)=" :RO
740 PRINT "摩擦角          δ (DEG)=" :DD1
750 L=INT((SU-SL)/SD)+1
760 DIM SS(L),PP(L)
770 FOR I=1 TO L
780 SS(L)=0 :PP(L)=0
790 NEXT I
800 PRINT "応力関数の境界条件          x(θ=" :SL :", φ=" :GO :")=" :Y0
810 PRINT "φ          の境界条件          φ(θ=" :SL :", x=" :Y0 :")=" :GO :"(RAD)"
820 PRINT "φ          の境界条件          φ(θ=" :SU :", x=" :Y0 :")=" :PSE :"(RAD)"
830 PA1=3.1415926535897#
840 RO=PA1/180*RO
850 REM ***** RUNGE-KUTTA-GILL METHOD *****
860 GOSUB 1090
870 PRINT
880 PRINT "***** 各方程式の解 *****"
890 PRINT
900 PRINT
910 X=SL
920 J=0
930 PRINT
940 PRINT "θ (rad)          x(θ, φ)          φ(θ, x) (rad)"
950 PRINT X :TAB(20) :SS(J) :TAB(41) :PP(J)
960 IF X=SU GOTO 1000
970 X=X+SD
980 J=J+1
990 GOTO 950
1000 PRINT "x(0)=" :Y0
1005 PRINT "φ          の境界条件          φ(θ=" :SU :", x=" :Y0 :")=" :PSE :"(RAD)"
1010 FOR I=1 TO 20
1020 DEEP :NEXT I
1030 STOP
1040 GOSUB 1500
1050 REM *****
1060 GOSUB 1870
1070 END

```

```

1080 REM ----- RUNGE-KUTTA-GILL SUBROUTINE -----
1090 REM *****
1100 S1=-29289321881346#
1110 S2=-1213203435964#
1120 S3=-58578643762691#
1130 S4=1.7071067811865#
1140 S5=-4.121320343596#
1150 S6=3.412135623731#
1160 SV=SL
1170 SZ=SL
1180 I=1
1190 YF=Y0 :SS(I)=Y0
1200 PRINT
1210 YG=GO :PP(I)=GO
1220 PRINT
1230 SH=SD*H
1240 PRINT "I=" :I :
1250 FOR K=1 TO M
1260 SX=SV
1270 GOSUB 590
1280 KK=SH*(FNSF(SX,YG,YF)) :LL=SH*(FNSG(SX,YF,YG))
1290 REM PRINT "KK=" :KK :
1300 YF=YF+YF*KK :YG=YG+YF*LL
1310 PRINT YF :
1320 QQ=KK
1330 SZ=SV+5*SH
1340 GOSUB 590
1350 KK=SH*(FNSF(SX,YG,YF)) :LL=SH*(FNSG(SX,YF,YG))
1360 PRINT "KK=" :KK :
1370 YF=YF+YF*(KK-QQ) :YG=YG+YF*(LL-RR)
1380 QQ=S2*QQ+S3*LL :RR=S2*RR+S3*LL
1390 SX=SV+5*SH
1400 GOSUB 590
1410 KK=SH*(FNSF(SX,YG,YF)) :LL=SH*(FNSG(SX,YF,YG))
1420 PRINT "KK=" :KK :
1430 YF=YF+YF*(KK-QQ) :YG=YG+YF*(LL-RR)
1440 QQ=S5*QQ+S6*KK :RR=S5*RR+S6*LL
1450 SX=SV+SH
1460 GOSUB 590
1470 KK=SH*(FNSF(SX,YG,YF)) :LL=SH*(FNSG(SX,YF,YG))
1480 PRINT "KK=" :KK :
1490 YF=YF+YF*(KK-QQ)/3 :YG=YG+LL/6-RR/3
1500 SV=SV+SH
1510 NEXT K
1520 PRINT "YF=" :YF :
1530 SZ=SZ+SD
1540 SV=SZ
1550 IF SZ>SD THEN RETURN
1560 I=I+1
1570 GOTO 1230
1580 REM -----
1590 REM 台形公式による計算
1600 REM -----
1610 DIM AX(L),X(L),AX(L),AY(L)
1620 M=0
1630 PRINT
1640 PRINT "θ (rad)          "          "
1650 FOR J=1 TO L
1660 MU=PA1/2-TT
1670 HS=1/TAN((MU+J-1)*MU)+1/TAN((MU+J)*MU)) :SD*=5
1680 MU=MU+HS
1690 MU=HA
1700 AR(J)=EXP(MU)
1710 NEXT J
1720 X(0)=SL :AR(0)=1
1730 FOR K=1 TO L
1740 X(K)=X(K-1)+SD
1750 PRINT X(K) :TAB(15) :AR(K)
1760 NEXT K
1770 FOR J=0 TO L
1780 AX(J)=AR(J)*COS(X(J)) :AY(J)=AR(J)*SIN(X(J))
1790 NEXT J
1800 STOP
1810 PRINT
1820 PRINT "θ (rad)          "          "          X          "          Y"
1830 FOR J=0 TO L
1840 PRINT X(J) :TAB(15) :AX(J) :TAB(39) :AY(J)
1850 NEXT J
1860 RETURN
1870 STOP
1880 L=5
1890 WINDOW SCREEN 1:5:1:5:1:5:1:5
1900 VIEW (100,100)-(650,300)
1910 LINE (-.5,0)-(15,0)
1920 LINE (0,-.5)-(0,1.5)
1930 FOR I=1 TO 24
1940 LINE I,2*(I-.03)-1,2*(I-.01)
1950 NEXT I
1960 LINE 11,-.05)-(11,.05)
1970 LINE 12,-.05)-(12,.05)
1980 LINE 13,-.05)-(13,.05)
1990 LINE 14,-.05)-(14,.05)
2000 FOR I=1 TO 7
2010 LINE (-.03,-2*(I-1.03),.2*(I)
2020 NEXT I
2030 LINE 11,-.05,11-(.05,11)
2040 LOCATE 9,16 :PRINT 0
2050 LOCATE 9,31 :PRINT 1
2060 LOCATE 9,43 :PRINT 2
2070 LOCATE 9,56 :PRINT 3
2080 LOCATE 9,68 :PRINT 4
2090 LOCATE 16,16 :PRINT 1
2100 FOR I=0 TO L
2110 X=AY(I) :Y=AX(I)
2120 PSET (X,Y)
2130 NEXT I
2140 XU=AX(L) :YU=AY(L)
2150 XLL=AY(L) :YLL=AX(L)
2160 LINE (XLL,YLL)-(XU,YU)
2170 LINE (0,0)-(XLL,YLL)
2180 RETURN

```

2. 旋回時の履帯の比接地面積を求めるプログラム

FILE NAME CAT

入力すべきデータは

- 1) 履帯幅と履帯長である。

```

5 CLS
10 REM CAT
20 REM
30 REM
40 REM
*****
50 REM A:Width of tested track. B:Contact length of tested track.
60 REM
70 REM
80 REM
*****
90 REM D:Turning angle (deg). AR:Specific contact area of track turning.
100 REM TH:Turning angle (rad).
110 REM
*****
120 REM
130 REM C1,C2,C3 : Boundary condition for turning angle.
140 REM RD : Transfer constant. (deg---->rad)
150 REM
160 REM -----
170 REM
180 INPUT "TRACK'S WIDTH. TRACK'S LENGTH ": A,B
190 A=.5*A : B=.5*B
200 PAI=.3,1415926535898
210 RD=PAI/180
220 REM
230 REM BOUNDARY CONDITION FOR TURNING ANGLE (rad)
240 REM
250 REM
260 REM
270 C1=ATN(A/SQR(B*B-A*A))
280 C2=2*C1
290 C3=PAI
300 REM
310 REM
320 REM -----
330 REM
340 REM
350 REM DRAW X-Y AXIS
360 REM
370 REM
380 REM
390 REM CALCULATE CONTACT AREA
400 REM
410 FOR D=0 TO 180 STEP .1
420 TH=RD*D
430 IF TH<1 THEN GOSUB *A1 : GOTO *PLOT
440 IF TH<2 THEN GOSUB *A2 : GOTO *PLOT
450 IF TH<3 THEN GOSUB *A3 : GOTO *PLOT
460 REM -----
470 *PLOT
480 PSET (D,AR/12*A*B)
490 NEXT D
500 REM
510 REM
520 REM *A1
530 *A1
540 C=COS(TH) : S=SIN(TH) : T=TAN(TH)
550 AA=.5*(B-A*S)+(2*A*C-(B-A*S)*T)
560 AB=.5*(B-A*S)*(2*A*C-(B-A*S)*T)
570 AC=.5*(A+B*S)+(B-C-(B-A*S)/C)
580 AD=A*(B-A*S)/C
590 AA=AA+AC+AD
600 RETURN
610 REM
620 REM
630 REM
640 REM
650 REM *A2
660 *A2
670 AR=.5*A*A*TH+A*SQR(B*B-A*A)+.5*B*B*(1-TH)+2*ATN(A/SQR(B*B-A*A))
680 RETURN
690 REM
700 REM
710 *A3
720 C=COS(TH) : S=SIN(TH)
730 AR=A*A*S/(1-C)+.5*A*A*TH
740 RETURN
1000 *XY
1010 CLS
1020 REM
-----
1030 REM XY
1040 REM
-----
1050 REM
1060 REM
1070 DIM H(80,32)
1080 LINE (90, 8)+:(90,400) :REM Y AXIS
1090 LINE (90,400)+(630,400) :REM X AXIS
1100 FOR I=0 TO 6
1110 LINE (90+90*I,404)+(90+90*I,412)
1120 NEXT I
1130 FOR I=0 TO 3
1140 LOCATE 27,9+20*I :PRINT 60*I
1150 NEXT I
1160 FOR I=0 TO 5
1170 LINE (88, 8+80*I)-(92, 8+80*I)
1180 NEXT I
1190 LOCATE 6,6 :PRINT "1.0"
1200 LOCATE 16,6 :PRINT "0.5"
1210 LOCATE 26,6 :PRINT "0"
1220 WINDOW (0,0)-(180,11)
1230 VIEW (90,88)-(630,408)
1240 RETURN

```

3. 旋回時の履帯沈下量を求めるプログラム

FILE NAME SINK 1

入力すべきデータは

- 1) 最大旋回角度 (deg.) ただし 180° 以下
- 2) きざみ幅
- 3) 履帯截荷重量 (kgf)
- 4) n, k の値
- 5) 履帯幅および履帯長

```

10 REM
20 REM
30 REM
40 REM
*****
50 REM
60 REM
70 REM
80 REM
90 REM
100 REM
110 REM
120 REM
130 REM
140 REM
150 REM
160 REM
170 REM
180 REM
190 REM
200 REM
210 REM
220 REM
230 REM
240 REM
250 REM
260 REM
270 REM
280 REM
290 REM
300 REM
310 REM
320 REM
330 REM
340 REM
350 REM
360 REM
370 REM
380 REM
390 REM
400 REM
410 REM
420 REM
430 REM
440 REM
450 REM
460 REM
470 REM
480 REM
490 REM
500 REM
510 REM
520 REM
530 REM
540 REM
550 REM
560 REM
570 REM
580 REM
590 REM
600 REM
610 REM
620 REM
630 REM
640 REM
650 REM
660 REM
670 REM
680 REM
690 REM
700 REM
710 REM
720 REM
730 REM
740 REM
750 REM
760 REM
770 REM
780 REM
790 REM
800 REM
810 REM
820 REM
830 REM
840 REM
850 REM
860 REM
870 REM
880 REM
890 REM
900 REM
910 REM
920 REM
930 REM
940 REM
950 REM
960 REM
970 REM
980 REM
990 REM
1000 REM
1010 REM
1020 REM
1030 REM
1040 REM
1050 REM

```

```

1060 =PLOT
1070 AR(D)=AR*2
1080 NEXT D
1090 RETURN
1100 REM ----- *A1 -----
1110 =A1
1120 C=COS(TH) : S=SIN(TH) : T=TAN(TH)
1130 AA=.5*TH*(A+A*B)+.5*C+S*(A-A-B*D)
1140 AB=.5*(B-A*S)+.2*A*C-(B-A*S)*T
1150 AC=.5*(B+B*S)+.2*A*C-(B-A*S)*T
1160 AD=A*(B-A*S)*C
1170 AR=AA*AD+AC*AD
1180 RETURN
1190 REM -----
1200 REM ----- *A2 -----
1210 REM -----
1220 REM -----
1230 RI=I ----- *A2 -----
1240 =A2
1250 AR=.5*A*A*TH+A*SQR(B*B-A*A)*.5*D*D*(1-TH+2*ATN(A/SQR(B*B-A*A)))
1260 RETURN
1270 REM -----
1280 REM ----- *A3 -----
1290 =A3
1300 C=COS(TH) : S=SIN(TH)
1310 AR=A*A*S*(1-C)+.5*A*A*TH
1320 RETURN
1330 =PRI
1340 LPRINT "  旋回角(deg)      沈下量(cm)      傾角(cm*2)"
1350 LPRINT
1360 FOR D=0 TO KAU
1370 LPRINT USING "#####:D:"
1380 LPRINT USING "#####:Z(D):"
1390 LPRINT USING "#####:AR(D)"
1400 NEXT D
1410 RETURN
1420 =XY
1430 CLS
1440 REM -----
1450 REM      XY -----
1460 REM -----
1470 REM -----
1480 REM -----
1490 WIDTH 80,32
1500 LINE (0, 8)-(90,308) :REM Y AXIS
1510 LINE (0,408)-(160,408) :REM X AXIS
1520 FOR I=0 TO 5
1530 LINE (90+90*I,404)-(90+90*I,412)
1540 NEXT I
1550 FOR I=0 TO 3
1560 LOCATE 27,9+20*I :PRINT (0+I)
1570 NEXT I
1580 FOR I=0 TO 5
1590 LINE (88, 8+80*I)-(92, 8+80*I)
1600 NEXT I
1610 IZ=INT(Z(KAU)) : IZ=IZ+1
1620 IZ1=IZ*.5
1630 LOCATE 6,6 : PRINT USING "#.#":IZ
1640 LOCATE 16,6 : PRINT USING "#.#":IZ1
1650 LOCATE 26,6 : PRINT "0"
1660 WINDOW (0,0)-(180,12)
1670 VIEW (0,80)-(160,408)
1680 FOR D=0 TO KAU
1690 DQ=D*DK
1700 PSET (DQ,Z(D))
1710 NEXT D
1720 RETURN
1730 =KEN
1740 SAMI=0
1750 FOR J=1 TO M
1760 SAMI=SAMI+(Z(M)-Z(J)-J)*AL*(AR(J)-AR(J))
1770 NEXT J
1780 SAMI=SAMI+Z(M)*AL*AR(M)
1790 RETURN
1800 =FILE
1810 REM -----
1820 INPUT "DO WANT TO SAVE DATA? Y/N ":SS
1830 IF SS<>"Y" AND SS<>"N" THEN 1820
1840 IF SS="N" THEN RETURN
1850 REM ===== OUTPUT TO SEQUENTIAL FILE =====
1860 INPUT "DATA FILE'S NAME ":DS
1870 FF$="D:"+DS
1880 OPEN FF$ FOR OUTPUT AS #1
1890 FOR D=0 TO KAU
1900 WRITE #1,Z(D),AR(D)
1910 NEXT D
1920 CLOSE #1
1930 RETURN
    
```

4. 旋回時の履帯中央部下の接地圧を求めるプログラ

ム

FILE NAME ATU.DAT

この計算は SINK 1 でのシーケンシャルファイルのデータを読み込むで行う。

```

10 REM ===== FILE NAME ATU.DAT =====
20 REM -----
30 REM -----
40 REM      SINK の計算結果を読み込みと
50 REM      履帯中央部の接地圧の計算
60 REM -----
70 REM -----
80 DIM Z(200),AR(200),P(200)
100 CLS
130 INPUT "FILE'S NAME FOR ANALYSIS ":AS
140 AS="B":AS
150 OPEN AS FOR INPUT AS #1
160 I=1
170 WHILE NOT EOF(1)
180 I=I+1
190 INPUT #1,Z(I),AR(I)
200 WEND
210 CLOSE #1
220 REM FOR I=0 TO 180
230 REM PRINT I,Z(I),AR(I)
240 REM NEXT I
250 K=.114 :N=.149
260 PRINT
270 LPRINT "旋回角(deg)      接地圧(kgf/cm*2)"
275 LPRINT
280 FOR D=0 TO 180
290 P(D)=K*Z(D)*N : LPRINT USING "#####:D:"
300 LPRINT USING "#####:P(D)"
305 REM PRINT D,P(D)
310 NEXT D
1000 CLS
1010 WINDOW (0,0)-(180,.8)
1020 VIEW (100,25)-(190,400)
1030 LINE (0,0)-(180,0)
1040 FOR L=1 TO 3
1050 LINE (80+L*-.01)-(60+L*.01)
1060 NEXT L
1070 FOR L=1 TO 4
1080 LINE (-5.2+L)-(-5.2+L)
1090 NEXT L
1100 LINE (0,0)-(0,.8)
1110 FOR I=0 TO 180
1120 S=P(I)
1130 PSET (I,S)
1140 NEXT I
1150 END
    
```