U.D.C. 621.855.4 : 539.4.019.1

ホイスト用ローラチェンの衝撃応力解析

The Analysis of Impact Stress on the Roller Chain of Electric Hoist

徳永　赳*
Takeshi Tokunaga

内　容　梗　概

日立MH形ミニホイストでは巻上にローラチェンを使用しているが，チェン荷重端が自由に動き，他端をスプロケットで巻き上げているので一般の巻掛伝導とは異なる用法である。この特異な用法によって生ずるローラチェンの応力を理論的，実験的に解明した結果，一般の使用状態における衝撃応力は地離れ時が最大となり，理論値とよく一致すること。左右リンクプレートの荷重分担は 27 : 73 となるが，チェンコネクタを使用することにより片持ちをほとんど除去し得ること。さらにチェンの曲がらない方向への縦引き，走行中の揺動，スプロケットのかみ合時の衝撃は小さいことがわかった。

1. 緒　　言

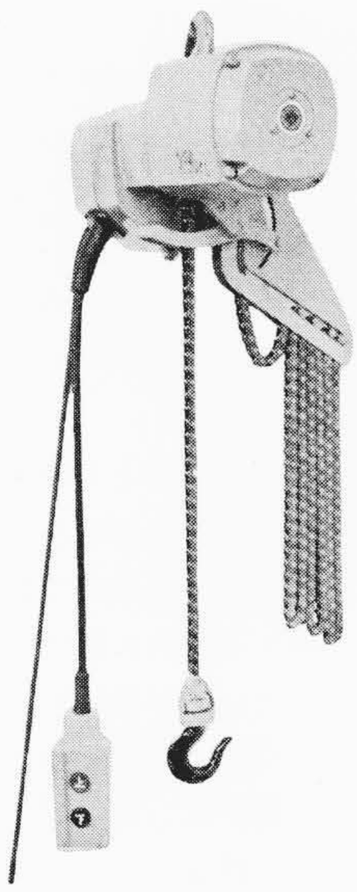
日立MH形ミニホイストには巻上にローラチェンを使用している。ローラチェンは一方向にしか曲がらないので，ホイストに使用する場合両側のリンクプレートの荷重分担の程度，縦引き，走行中の応力などが特に問題となる。

そこでMH形ミニホイストの種々の使用条件において，巻上用ローラチェンに生ずる衝撃応力について解析をおこなった。以下その結果をのべる。

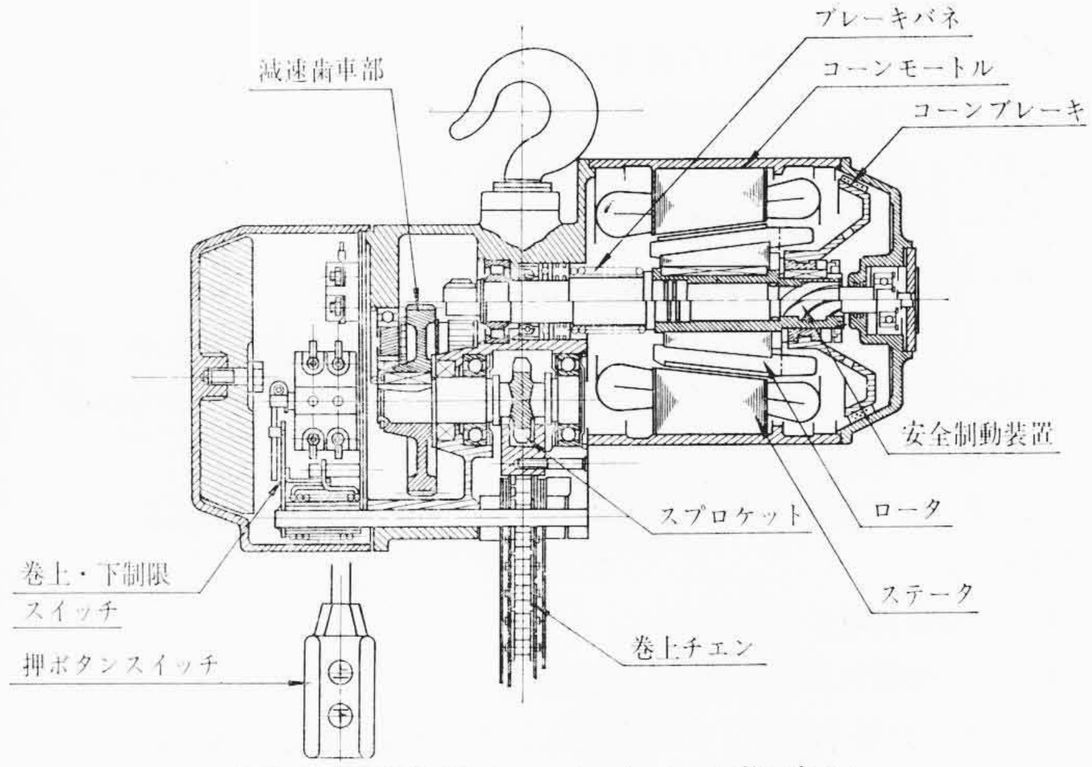
2. MH形ミニホイストの概要

第1図はMH形ミニホイストの外覧，**第2図**は内部構造図であり，巻上にローラチェンを用い，コーンモートル，コーンブレーキを一体化した構造である。

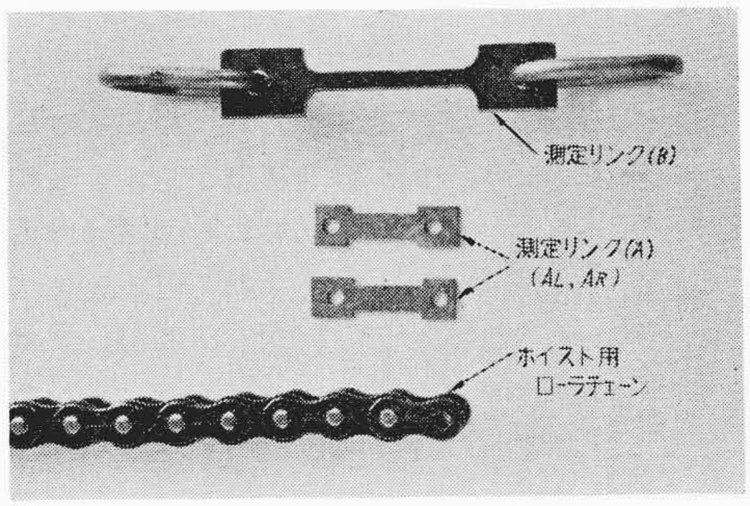
動作は，操作用押しボタンスイッチの投入により円すい状のロータがブレーキバネを圧縮しながらステータに吸引され回転をはじめる。モートルの回転力はロータシャフト，減速ギヤ，スプロケットを経てローラチェンに伝達され荷を巻き上げる。押しボタンを放せばロータはブレーキバネにより軸方向に押され，コーンブレーキがエンドブラケットの円すい面に押し付けられ制動される。



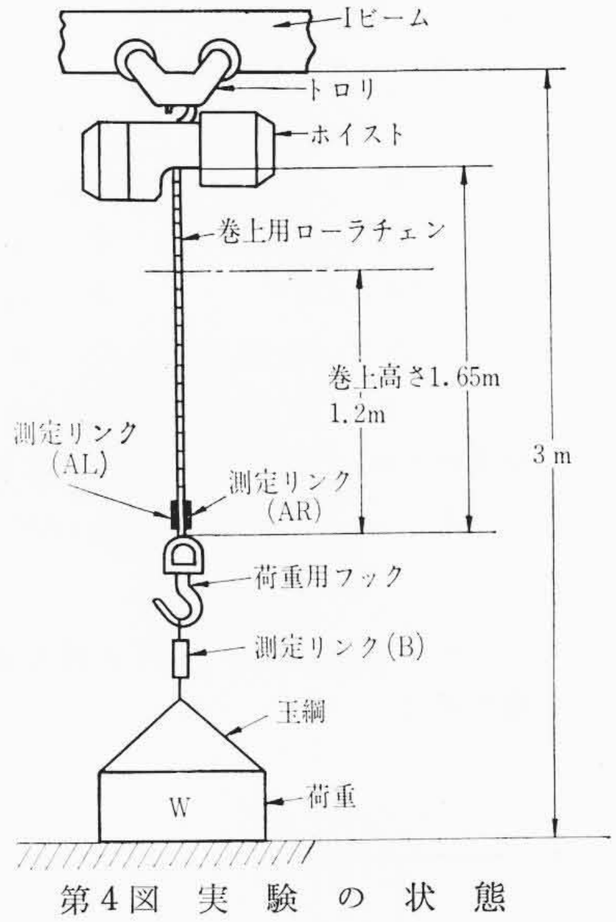
第1図　MH形ミニホイスト



第2図　MH形ミニホイスト構造図



第3図　測定用リンク



第4図　実　験　の　状　態

3. 実験の方法

ローラチェンにかかる衝撃応力を測定するため，**第3図**のような測定用リンクを作り，これに発生するたわみから応力を測定した。測定用リンク（A）は断面形状をチェンのリンクプレートと同一とし，リンクの表裏に左右別個に引張荷重のみを検出するひずみゲージを取り付けた。測定リンク(B)はチェン全体にかかる荷重を測定するためのものであり，曲げの影響がはいらないようにしてある。

測定用リンクは**第4図**のように組み込み，ホイストはIビームのたわみの影響が少ない支点に近い場所に設置された。

4. 巻上用ローラチェンにかかる衝撃荷重

ローラチェンにかかる衝撃荷重が，特に問題となる使用条件を列記すれば下記のようになる。

（1）　地離れ時の衝撃荷重

荷重を地上におき，チェンをややたるませた状態からつり上げたときの衝撃。

（2）　宙づり状態における衝撃荷重

荷重を宙づりの状態から起動，停止したときの衝撃荷重。

（3）　インチング時の衝撃荷重

* 日立製作所多賀工場

ホイスト操作時には宙づり状態での高さの微調整，すなわちインチング動作を行なうことが多い。この場合にはブレーキトルクに関係する停止時の振動と宙づり起動時の振動が合成，共振されて衝撃荷重となる。

（4）　縦引き時の衝撃荷重

ホイストの使用状態は荷重が常にホイスト直下にあるとは限らず多少の斜め引きはまぬがれない。ローラチェンの曲がらない方向に斜め引きしたときの衝撃荷重。

（5）　トロリと組み合わせたときの衝撃荷重

電動トロリと組み合わせたときにホイストおよび荷の振れによって発生する衝撃荷重。

（6）　スプロケットのかみ合振動

ローラチェン巻上用スプロケットは円ではなく歯数と等しい多角形である。そのために速度変動がありローラチェンは振動応力をうける。

（7）　リンクプレートの荷重分配

ローラチェンは一方向にしか曲がらないので，曲げモーメントが働くとローラチェンの両側のリンクプレートに荷重が等配されずローラチェンの負荷能力が減少することになる。

（8）　大地つり時の衝撃荷重

ホイストの巻上げ能力より大きい荷重をつり上げたときや，巻上時に周囲の構造物などを引掛けた場合などに異常な衝撃力が発生する（この操作を大地つりと称する）。

上記8項目の荷重状態が考えられるので以下これについて詳細に検討する。

4.1　地離れ時の衝撃荷重

4.1.1　地離れ衝撃荷重の理論的検討

振動系を**第5図**のように簡略化して，地面を離れる瞬間は荷重がつりあいの状態から V_0 の速度で下方向に運動する場合と近似と考える。運動方程式は

$$\frac{W}{g}\cdot\ddot{X}=W-K\cdot X \quad \cdots\cdots(1)$$

ここに　K：　系全体のバネ定数　(kg/m)
V_0：　巻上速度　(m/s)
W：　荷重　(kg)
X：　荷重の変位　(m)
g：　重力の加速度　(m/s²)

初期条件 $t=0$ で $X=W/K$，$\dot{X}=V_0$ を入れれば

$$X=\frac{V_0}{\sqrt{\frac{g\cdot K}{W}}}\sin\sqrt{\frac{g\cdot K}{W}}\cdot t+\frac{W}{K} \quad \cdots\cdots(2)$$

したがって静的変位 W/K と最大変位 X_{max} との比，すなわち衝撃比 R は

$$R=1+\sqrt{\frac{K}{g\cdot W}}\cdot V_0 \quad \cdots\cdots(3)$$

（3）式はエネルギーつりあいから求めた大西氏[1]の計算結果と同一である。さらに振動系を荷重およびモートルのトルク特性を考慮したて自由度系（**第6図**）と仮定すれば地離れの際ローラチェンにかかる荷重の時間的経過を計算することが可能になる。

地離れの経過は荷が地面を離れる前と離れたあとに分けることができ，前者はローラチェンの1端を固定した場合のロータの運動，後者は荷重とロータの2自由度系の運動となる。

運動方程式は

$$m_W\cdot\ddot{X}_W+W=K(X_M-X_W) \quad \cdots\cdots(4)$$

$$m_M\cdot\ddot{X}_M+K(X_M-X_W)=F_M \quad \cdots\cdots(5)$$

$$F_M=\alpha(V_{M0}-\dot{X}_M) \quad \cdots\cdots(6)$$

で表わされる。

ここで

F_M：　モートルのスプロケット位置における巻上力　(kg)
X_M：　スプロケット位置におけるモートルの等価変位　(m)
X_W：　荷重の変位　(m)
m_M：　スプロケット位置におけるモートルの等価質量　(kg•s²/m)
m_W：　荷重の質量　(kg•s²/m)
V_{M0}：　スプロケット位置におけるモートルの等価同期速度　(m/s)
α：　巻上力の速度に対する変化率　(kg•s/m)

（4）式は荷重，（5）式はモートルの運動である。また（6）式は巻上力の近以式でありモートルの回転力は同期速度近辺で速度に対し直線的に変化し，地離れ時はその直線部分内にあるから F_M を近以的に直線におきかえた。

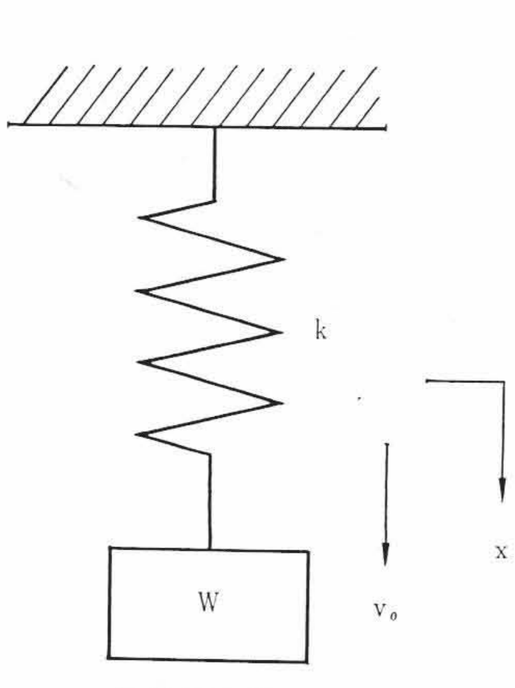
荷重が地面を離れるまで，すなわち $X_M=0\sim W/K$ までは荷重が動かないから $X_W=0$ でありそのときの運動は（5）（6）式で与えられる。

地面を離れた後は（4）（5）（6）式の連立式で与えられ，その初期条件は前記の地離れの際の変位および速度である。

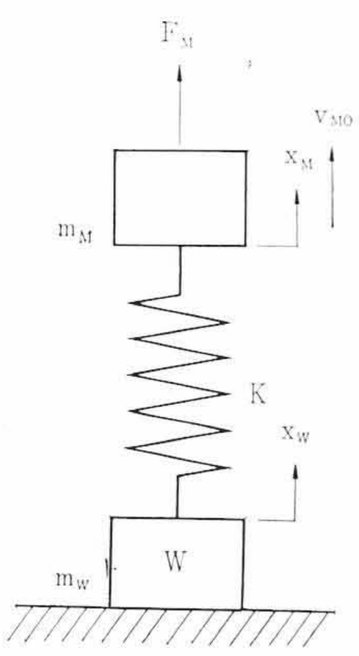
第1表の結果からわかるように二つの計算値はほとんど変わらずモートルのロータ慣性あるいは速度変動によるモートルのトルク変化などは地離れ衝撃にはほとんど無関係であり（3）式の1自由度系による近以計算で十分である。

4.1.2　地離れ衝撃荷重の実験検討

第7図は地離れ時応力のオシログラムである。中央の B が測定用リンク（B），両側の A_L，A_R が左右の測定用リンクプレートに



第5図　簡略化した1自由度振動系



第6図　荷重とロータの2自由度振動系

第1表　地離れ時のチェン衝撃比計算結果

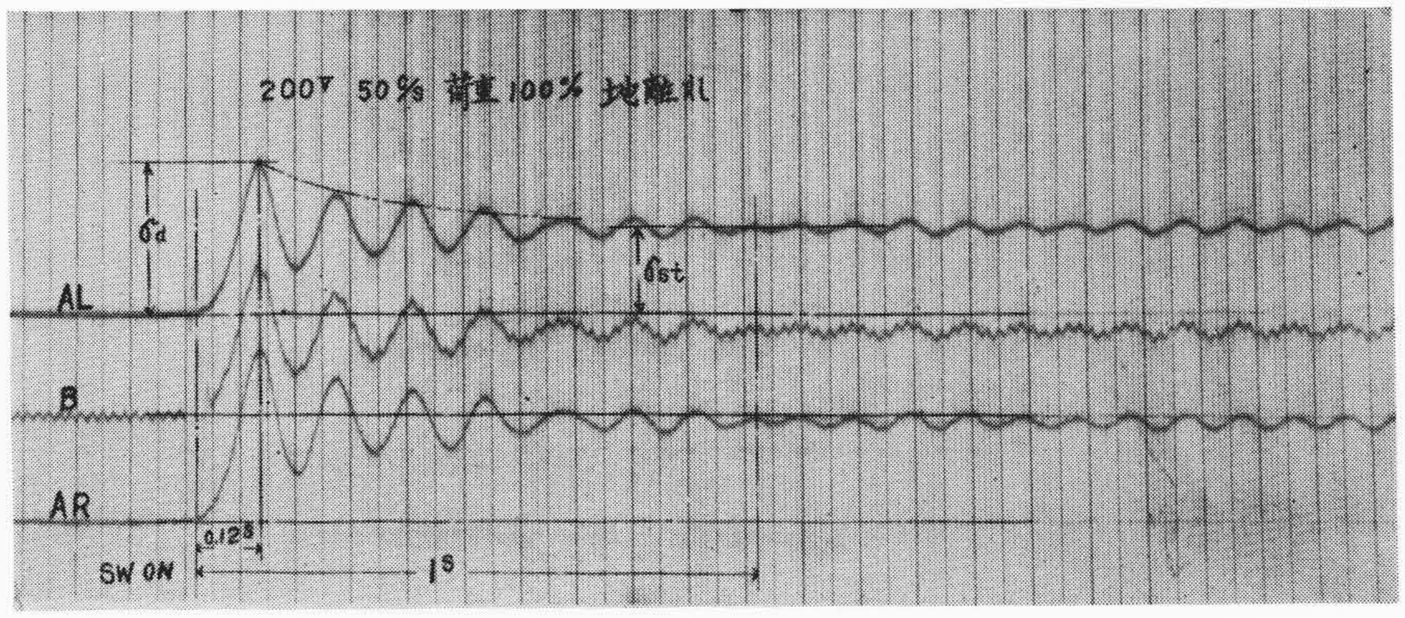
（200 V 50 c/s）

	1自由度系計算式	2自由度系計算式
衝撃比	1.680	1.682
振動数 (c/s)	6.37	6.50

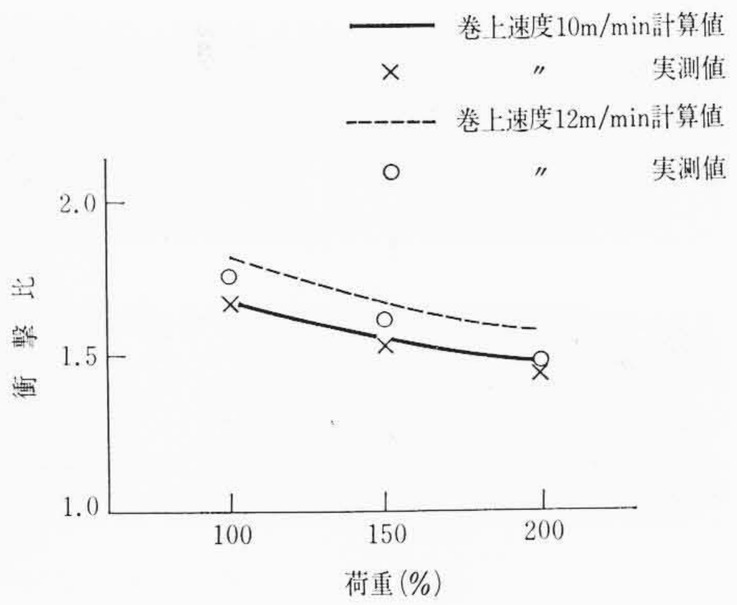
第2表　地離れ応力の実測値

巻上速度 (m/min)	荷重 (%)	実測値 測定点	衝撃応力 σ_d (kg/mm²)	静的応力 σ_{st} (kg/mm²)	衝撃比 σ_d/σ_{st}	振動数 (c/s)	計算値 衝撃比	計算値 振動数 (c/s)
10	100	A_L	14.9	9.0	1.65	8	1.68	6.4
		A_R	15.7	9.4	1.67	8		
		B	13.4	8.0	1.67	8		
12	100	A_L	16.4	9.3	1.77	7.5	1.82	6.4
		A_R	16.3	9.2	1.78	7.5		
		B	14.3	8.1	1.76	7.5		

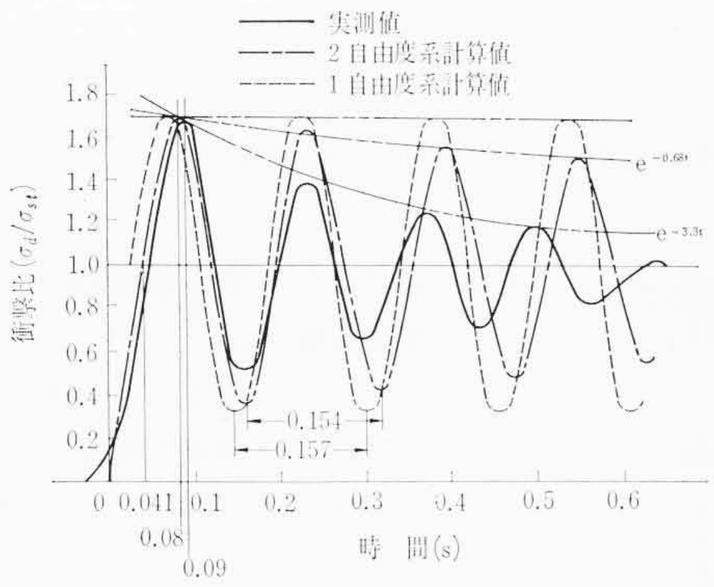
ここに　A_L：　測定リンクプレート左側
A_R：　測定リンクプレート右側
B：　測定リンク（B）



第7図　地離れ時の応力



第8図　地離れ時の荷重，速度とチェン衝撃比



第9図　地離れ時の振動　(200 V 50 c/s)

発生する引張応力である。**第2表**にオシログラムより各状態のピーク値 σ_d，静応力 σ_{st}，衝撃比 σ_d/σ_{st}，振動数を求め，これらの平均値と(3)式による1自由度系計算値を比較した。**第8図**は衝撃比と荷重，速度との関係を表わしたものである。この結果によれば計算値と実測値はかなりよく一致し，また，荷重および速度を変化させた場合も傾向的に一致する。このことから衝撃比は1自由度系とした(3)の簡略式でも十分であるといえる。

また，**第9図**に示すように，実測した振動の減衰状態はモートルのトルク特性を加味した2自由度系の場合の計算値より約5倍程度早い。これはローラチェン自体のヒステリシス損によるものと思われる。

一方，減衰が大きいのに実測した最大応力が計算値と一致しているのは，スプロケットのかみ合振動に共振し実測値がやや高目に出ているためと考えられる。

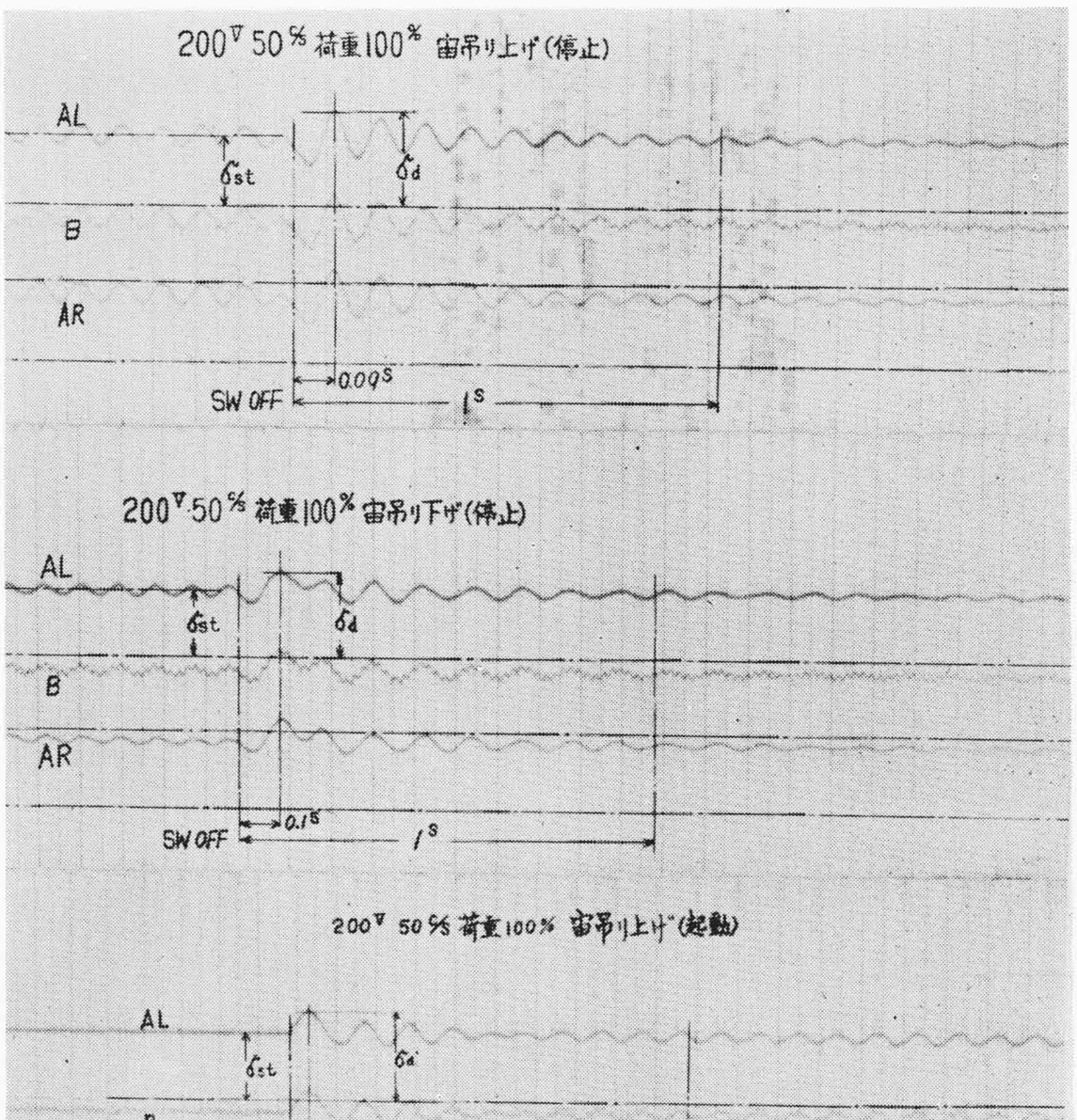
4.2　宙づり時起動，停止の衝撃荷重

第10図は荷重を宙づりの状態から起動，停止したときの応力振動をオシログラムに収録したものである。**第3表**は宙づり状態の応力の実測値である。

宙づり起動，停止で最大応力となるのは下げ起動の場合である。起動の瞬間ローラチェンが一時ゆるみ，ついで荷重が落下の状態となってローラチェンに衝撃を与え衝撃比は 1.6 となる。停止の場合には 1.3～1.4 程度であるがこれはブレーキ制動力の大きさに関係する。しかしいずれも地離れ時より小さい。

4.3　インチング時の衝撃荷重

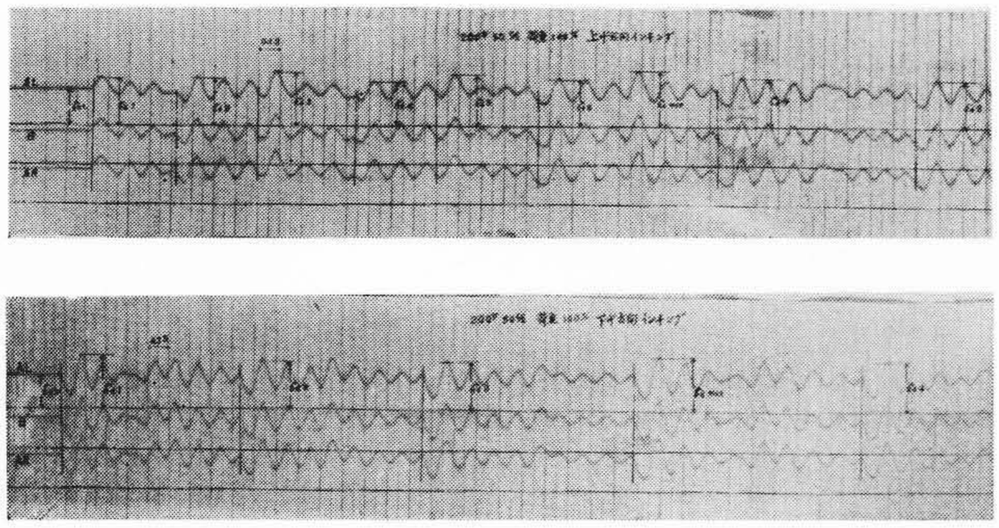
インチング時においては宙づり状態の各種の振動が合成されること，およびインチング周期とホイストの自由振動の周期が一致した場合など問題となると考えられるが，自由振動の周期が 0.1～0.2 秒



第10図　宙づり状態の応力

第3表　宙づり状態の応力の実測値

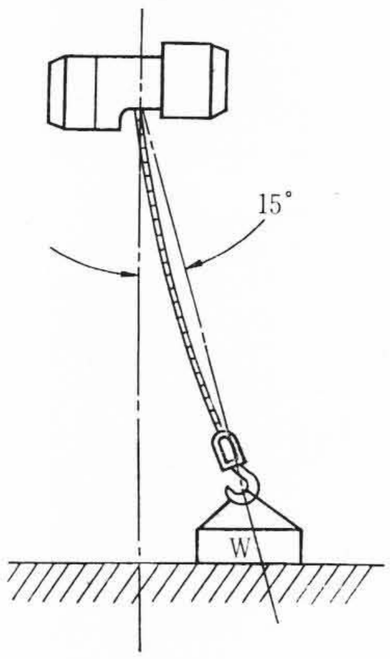
巻上速度 (m/min)	荷重 (%)	測定点	宙づりの状態	実測値 衝撃応力 σ_d (kg/mm²)	実測値 静的応力 σ_{st} (kg/mm²)	実測値 衝撃比 σ_d/σ_{st}	実測値 振動数 (c/s)
10	100	B	上げ停止	10.8	8.0	1.35	9
			下げ停止	10.6	8.0	1.32	10
			上げ起動	11.2	8.0	1.40	10
			下げ起動	12.8	8.0	1.60	10



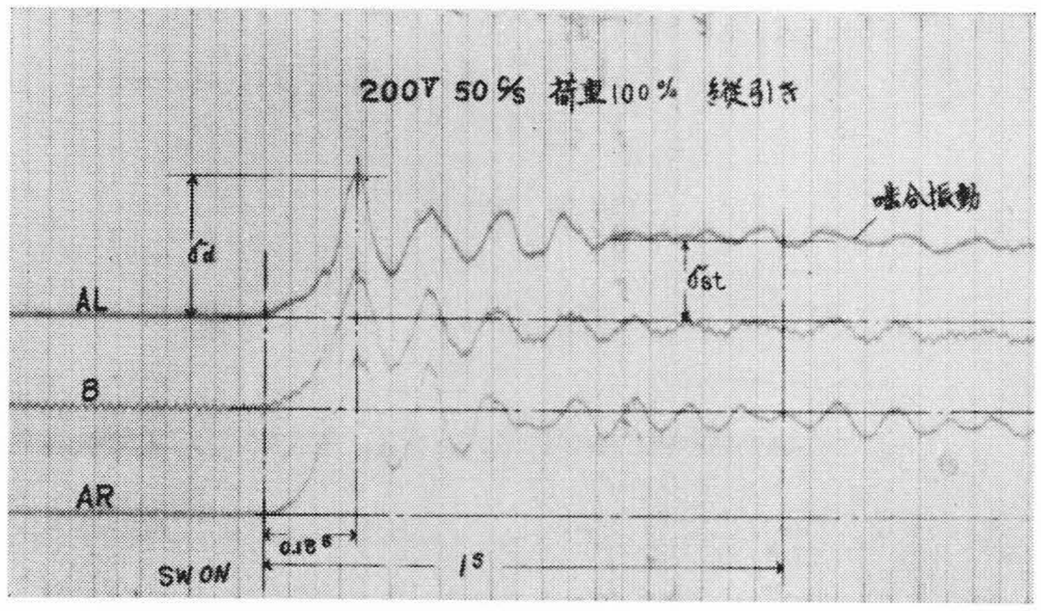
第11図　インチング時の応力

第4表　インチング時応力の実測値

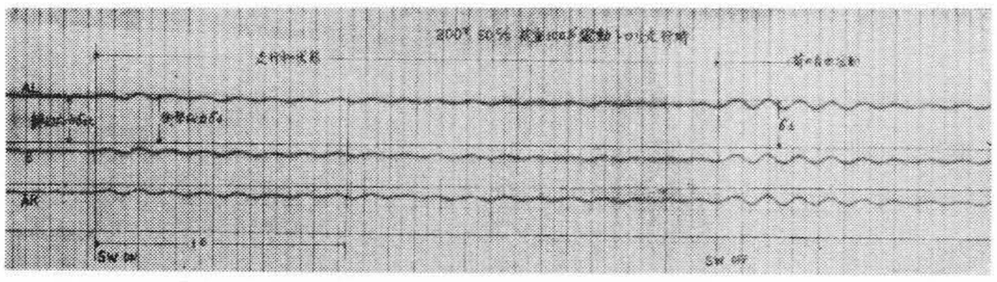
巻上速度 (m/min)	荷　重 (%)	測定点	インチングの方向	実測値 衝撃応力 σ_d (kg/mm²)	実測値 静的応力 σ_{st} (kg/mm²)	実測値 衝撃比 σ_d/σ_{st}
10	100	B	上　げ	12.4	8.0	1.55
			下　げ	13.2	8.0	1.65



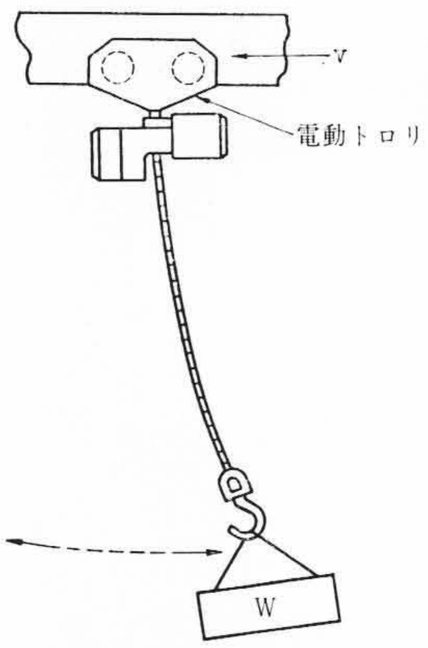
第12図　縦引きの状態



第13図　縦引き状態での地離れ応力



第15図　走行中の応力



第14図　電動トロリと組み合わせた状態

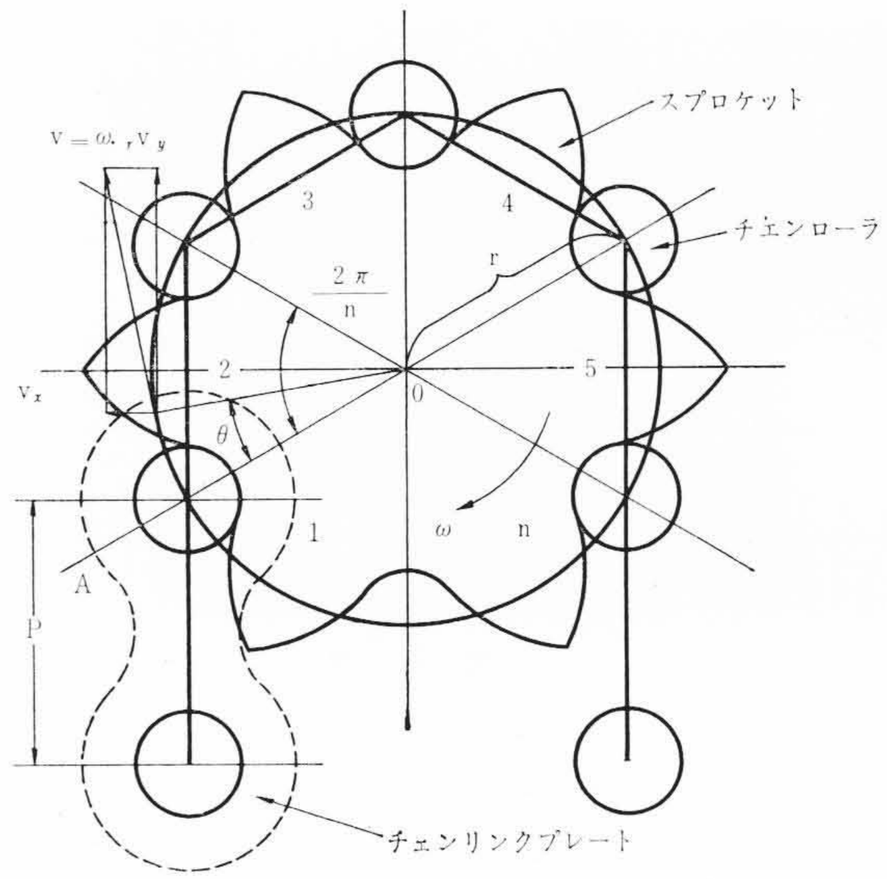
の短周期のためインチングとの共振は実現しない。**第11図**は実測した結果の一例，**第4表**は実測値である。

4.4　縦引き時の衝撃荷重

第12図のようにローラチェンの曲がらない方向に15度の縦引きをし，地離れをさせた場合の応力を測定した。**第13図**はその測定結果を示すが，まず荷重がホイストの真下に引き寄せられ，ついで地離れする。地離れするまではローラチェンが曲げられるため荷重の片持現象が表われるが地離れ後の最大衝撃時の荷重の片持ちはなく，衝撃比も真下からの地離れの場合とほとんど差がない。

4.5　電動トロリと組み合わせたときの衝撃荷重

電動トロリとホイストを**第14図**のように組み合わせ，トロリの進行方向にローラチェンの曲がらない方向を合わせて測定した。**第15図**は測定結果であるが走行中の衝撃はほとんどなく衝撃比としては1.05～1.07程度である。またローラチェンには曲げ力はかからない。



第16図　かみ合時の速度変化

4.6　スプロケットかみ合時の衝撃荷重

スプロケットの歯数が少ない場合にはローラチェンの巻上速度が変動してローラチェンに衝撃応力が発生する。**第16図**はこの状態を示す。

垂直方向の巻上速度 V_y は(7)式で表わされる。

$$V_y=\omega\cdot r\cdot\cos\left(\omega t-\frac{\pi}{n}\right)\cdots\cdots(7)$$

ここに

ω：　スプロケットの角速度 (rad/s)
r：　スプロケットの半径 (m)
V：　巻上速度 (m/s)
n：　スプロケット歯数
p：　ローラチェンのピッチ (m)
θ：　OA位置からのローラ回転角 (rad)

今，ローラチェンの弾性を無視し，スプロケットの回転角速度 ω を一定とすると，変動荷重 ΔF と定格荷重 W との比 R は

$$R=\frac{\Delta F}{W}=\dot{V}_y\frac{W}{g}\cdot\frac{1}{W}=\frac{2\pi V^2}{n\cdot p\cdot g}\sin\frac{\pi}{n}\quad\cdots\cdots(8)$$

第17図および**第5表**はかみ合強制振動の測定結果である。**第5表**からわかるように計算値とほぼ一致し，衝撃値は小さい。またチェンの弦固有振動発生時における応力の増加は小さく実験の結果，ほとんど検出できなかった。

4.7　大地つり時の衝撃荷重

4.7.1　大地つり時応力の理論的検討

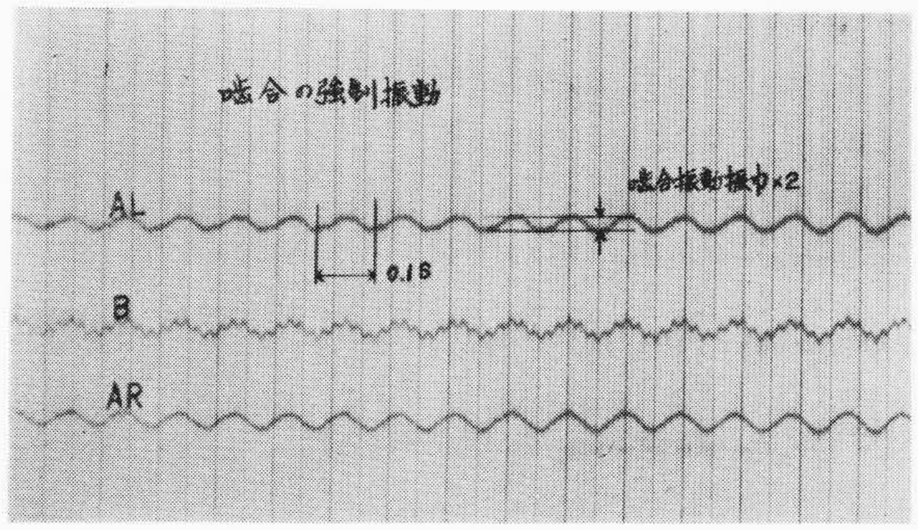
大地つりの場合の運動方程式は(5)式で $X_W=0$ の場合に相当し(9)式で与えられる。

$$m_M\cdot\ddot{X}_M+K\cdot X_M=F_M\pm a\quad\cdots\cdots(9)$$

F_M はモートルの巻上力であり，モートルの低速範囲では一定で，

第5表　かみ合の実測衝撃比

巻上速度 (m/min)	荷　重 (%)	実測値 衝撃比	実測値 振動数 (c/s)	計算値 衝撃比	計算値 振動数 (c/s)
10	100	1.07	10.5	1.054	10.5



第17図　かみ合の強制振動

起動トルクに等しいと仮定すれば

$$F_M=\frac{2\cdot N\cdot T_{st}}{D} \quad \cdots\cdots(10)$$

ここに　N：減　速　比

D：スプロケット径　(m)

T_{st}：モートルの起動トルク　(kgm)

またaは機械部分の摩擦力で符号は巻上方向で正，巻下方向で負となる。aはスプロケット位置におけるモートルの等価変位X_Mと直線関係であり，損失トルク(kgm)で表わされ，実測の結果MH形ミニホイストで(11)式となる。

$$a=7\cdot X_M+0.02 \quad \cdots\cdots(11)$$

(10)(11)式を(9)式に代入すると

$$\ddot{X}_M+p^2\cdot X_M=A_0 \quad \cdots\cdots(12)$$

ここに

$$\left.\begin{aligned} p^2&=\frac{K\pm\frac{14N}{D}}{m_M}\\ A_0&=\frac{2N(T_{st}\mp 0.02)}{D\cdot m_M}\end{aligned}\right\} \quad \cdots\cdots(13)$$

± の符号は，$\dot{X}_M>0$ とき上側，$\dot{X}_M<0$ のとき下側の符号を取る。

(12)式を $\dot{X}_M>0$ の範囲での初期条件，$t=0$ において $X_M=0$，$\dot{X}_M=V_0$ で解けば

$$X_M=\frac{V_0}{p}\sin pt-\frac{A_0}{p^2}\cos pt+\frac{A_0}{p^2} \quad \cdots\cdots(14)$$

静的荷重 W と最大荷重 $K\cdot X_M$ との衝撃比 R を求めれば

$$R=\frac{K}{W}\left\{\sqrt{\left(\frac{V_0}{p}\right)+\left(\frac{A_0}{p^2}\right)^2}+\frac{A_0}{p^2}\right\} \quad \cdots\cdots(15)$$

MH形ミニホイストはシャフトとロータ，ブレーキの結合が従来の固定式でなくヘリカルインボリュートスプラインを使用した安全制動装置を内蔵しているので大地つりなどの過荷重状態では自動的にブレーキが作動する。

(9)式の計算はモートルの巻上力 F_M を一定としたが過荷重によりブレーキが作動すればロータは拘束状態となって巻上力はある値以上大きくはならない。

4.7.2　大地つり時衝撃応力の実験検討

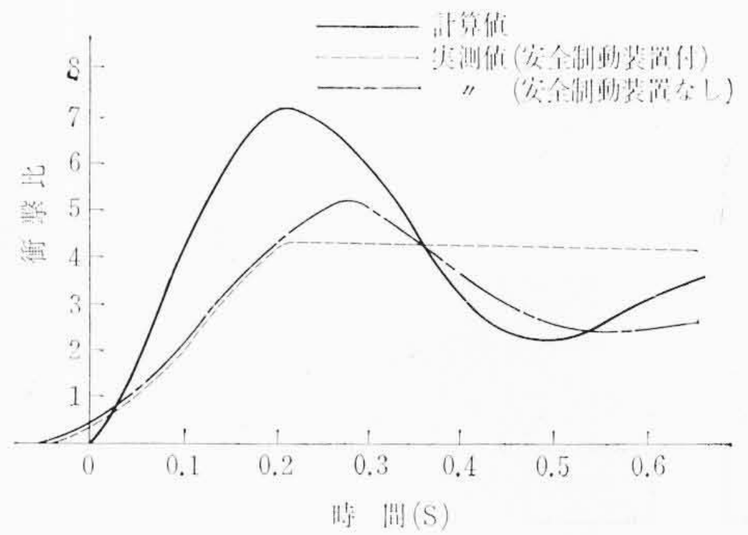
第18図，第6表に実験結果を示す。**第19図**は速度，電圧と衝撃比との関係である。実験から下記のことがわかった。

（1）　大地つり時の実測衝撃比は理論値より低い。これは安全制動装置が過荷重状態で制動力を発生しモートルの起動トルクが押さえられるためである。

（2）　安全制動装置を取って測定した場合は実測衝撃比はやや低いが理論値とほぼ一致する。

（3）　衝撃比と起動巻上力および初速度との関係は理論値の傾向と一致する。

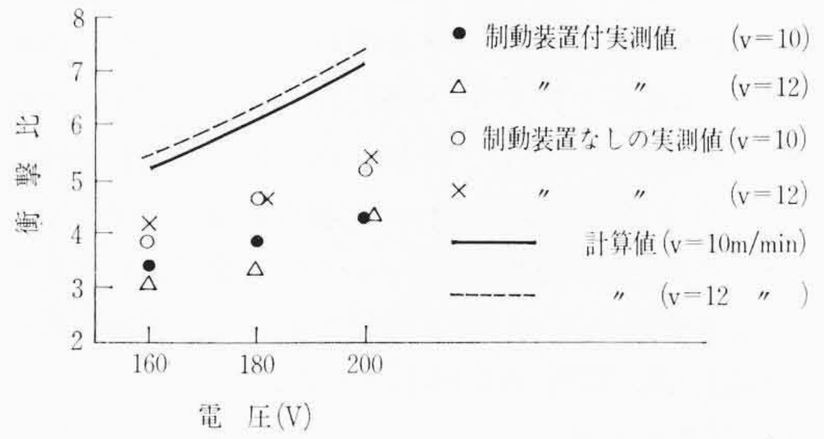
（4）　衝撃比は減速部の摩擦損失がかなり影響する。



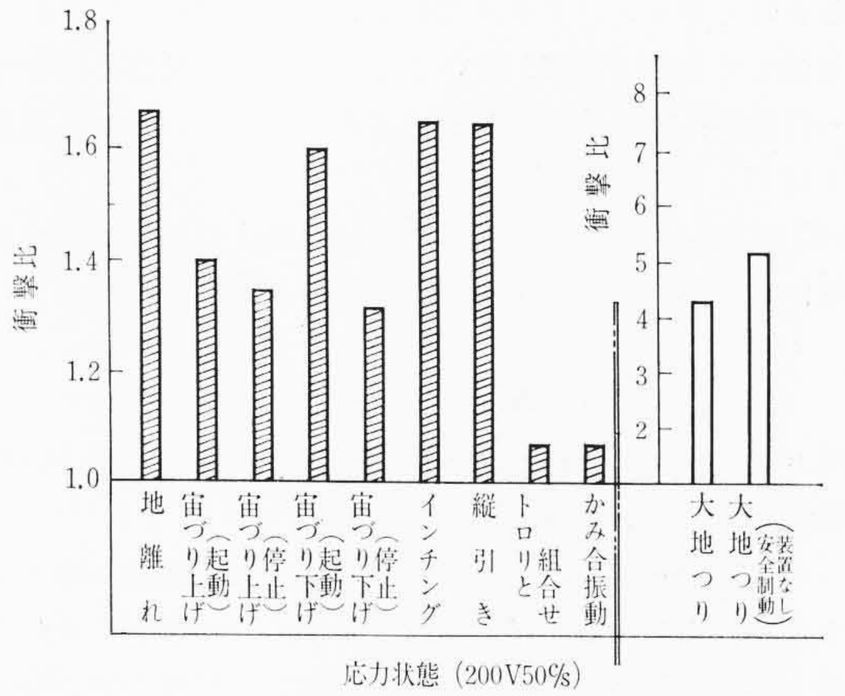
第18図　大地つり時の振動 (200 V　50 c/s)

第6表　大地つり衝撃応力の実測値

巻上速度 (m/min)	電圧 (V)	チェン測定点	安全制動装置の有無	実測値 衝撃応力 σ_d (kg/mm²)	実測値 静的応力 σ_{st} (kg/mm²)	実測値 衝撃比 σ_d/σ_{st}	実測値 振動数 (c/s)	計算値 衝撃比 ((15)式による)	計算値 振動数 (c/s)
10	200	B	有	34.4	8.0	4.30	1	—	—
			無	41.6	8.0	5.20	1	7.24	1.5
12	200	B	有	34.6	8.0	4.35	1	—	—
			無	43.2	8.0	5.40	1	7.40	1.5



第19図　大地つり時の速度，電圧とチェン衝撃比



第20図　各種運転状態におけるチェン衝撃比

4.8　巻上用ローラチェンに発生する衝撃比

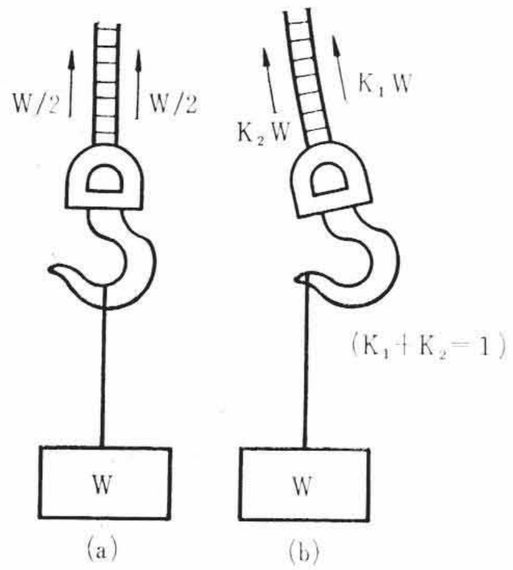
巻上用ローラチェンに発生する衝撃比をまとめると**第20図**となる。

その結果

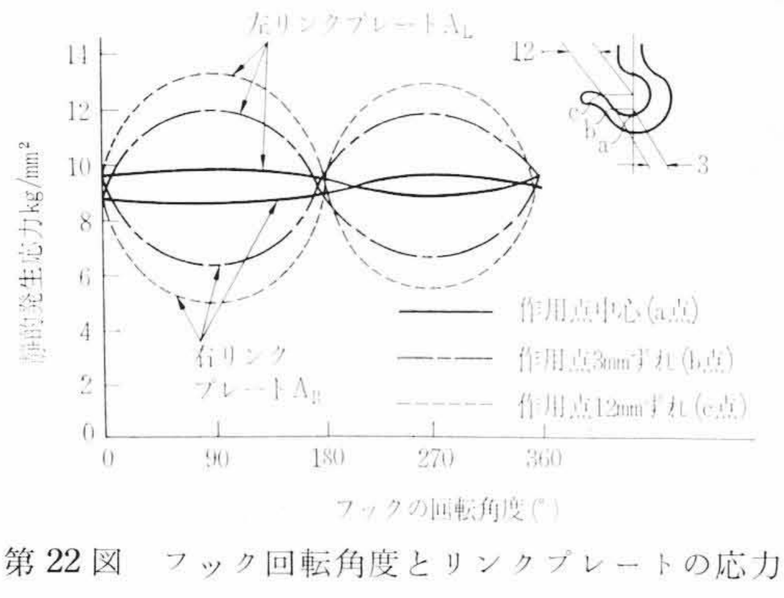
ホイストの一般的な運転状態において最大発生応力はロープホイスト同様地離れ時である。

ローラチェンを使用したために特に心配された，縦引き，トロリ組み合わせ，かみ合振動などによって特に大きな応力は発生しない。

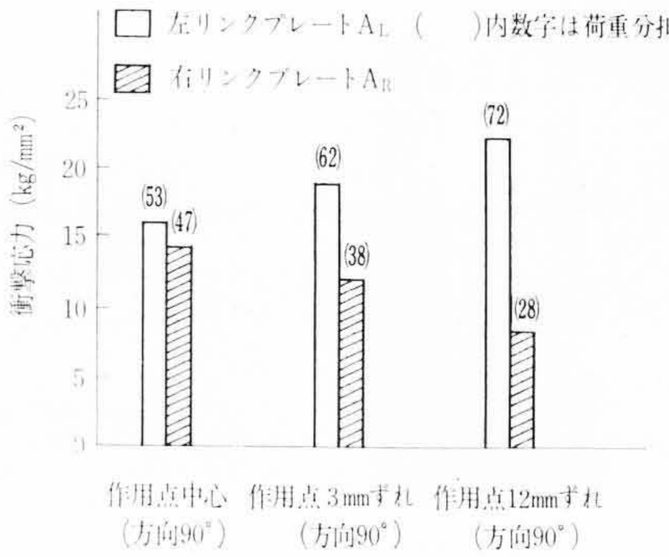
大地つりの場合の衝撃比は大きく定格荷重時の4.35倍となる。安全制動装置がない場合は 5.2 倍に達する。



第21図　片持ち現象の発生



第22図　フック回転角度とリンクプレートの応力



第23図　片持ち状態でのチェン地離れ衝撃応力

5. リンクプレートの荷重分配

5.1 片持ち現象の発生

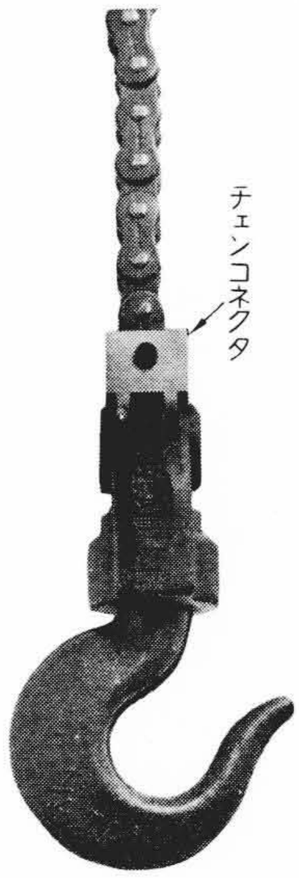
荷重をつる位置が**第21図**のようにチェンの曲がらぬ方向にずれた場合はチェンは全体的に曲げられ，左右のリンクプレートに均等な力がかからない状態となる。静的にフックの方向を変化させながら応力を測定すると**第22図**となって作用点がフックの中心と合っていてもチェンの曲がらぬ方向(90, 270度)で片持ち現象がおこる。また作用点ずれが大きくなるほど片持ちは大きくなり，作用点ずれ最大12mmでは左右プレートの荷重分担率は27, 73%となる。

これをさらに動的に実験し，片持ちの状態で地離れを行なうと**第23図**のようになり静的な実験とほぼ同様の結果となる。すなわちリンクプレートの荷重の分配は荷重フックに玉綱が正しく掛かっているときはかなり等配され47, 53%程度であるが，玉綱の掛け方が悪い場合には最大28, 72%の片持ちとなる。

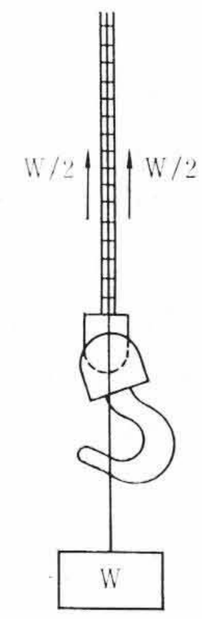
5.2 チェンコネクタ

片持ちがあった場合，荷重が一方のプレートに偏するのでチェンの安全率はこの分も含めて考える必要がある。**第24図**は荷重の片持ち現象を防ぐチェンコネクタである。これを荷重フックのハンガー部に連結しておけば**第25図**のように，フック付根の部分で回転するから自動的に作用点が一致し，左右リンクプレートに荷重が偏するのを防ぐことができる。

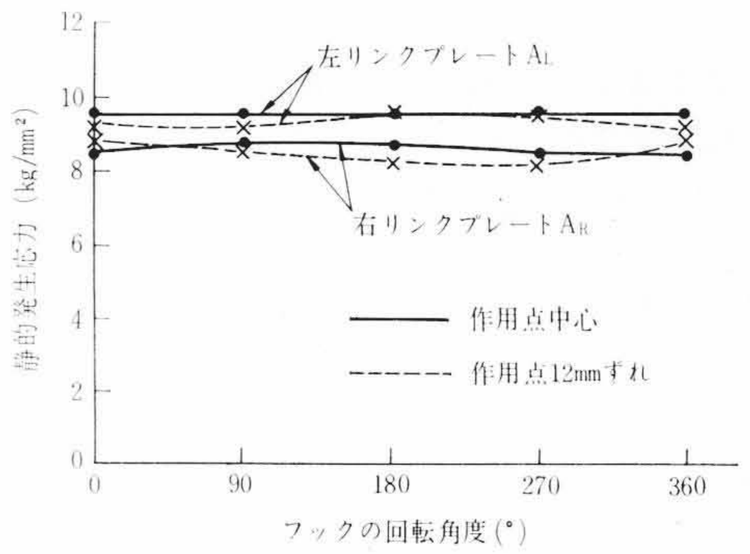
第26図はチェンコネクタを取り付けた場合の実験結果である。この結果，ほとんど片持ち現象を取り除くことができた。



第24図　チェンコネクタ使用状態



第25図　チェンコネクタ



第26図　チェンコネクタを付けた場合のリンクプレート応力

6. 結　　言

巻上用ローラチェンにかかる各使用状態の衝撃応力について検討した結果をまとめるとつぎのようになる。

(1)　一般の使用状態における衝撃比の最大は地離れ時である。その大きさは1自由度系の簡略計算とよく一致する。またその増分は巻上速度，バネ常数の平方根に比例し，荷重の平方根に逆比例する。したがって小容量ホイストでは衝撃比は大きくなる傾向を示す。

(2)　大地つり時の衝撃比は速度，バネ常数，モートルの質量，起動巻上力の増加によって大きくなる。また，歯車，軸受などの摩擦力によりかなりの影響をうける。

(3)　左右リンクプレートの荷重分担の程度は最悪条件で27, 73%となるが，チェンコネクタの使用で，片持ちをほとんど除去することができる。

(4)　ローラチェンの曲がらない方向への縦引きによる衝撃応力の増加はない。

(5)　走行中の揺動およびスプロケットとのかみ合振動による衝撃応力の増加は最大7.5%程度である。

最後に本研究に終始ご指導ご協力いただいた関係各位にお礼申し上げる。

参　考　文　献

(1)　大西：　日立評論 **37**, 9 (昭30-9)
(2)　竹内：　電気機械構造論 p. 170 工業図書出版株式会社
(3)　塙，北村：　日立評論 **44**, 7 (昭37-7)
(4)　大越，上原：　精密機械 **26**, 3 (昭35-2)
(5)　河本，宇都宮，小松：　機学誌 **17**, 61 (昭26)
(6)　柴原：　機学論文 **23**, 135 (昭32-11)
(7)　大越：　ローラチェン (昭35-8) コロナ社
(8)　川勝：　日立評論 **35**, 3 (昭28-3)
(9)　柴原：　機械の研究 (昭34)