

鋼管杭頭部の局部座屈に関する実験的研究

Experimental Study on Local Buckling of Steel Pipe Piles

行 友 浩*

Hiroshi Yukitomo

三 好 弘 高**

Hiroataka Miyoshi

原 道 彦***

Michihiko Hara

Synopsis :

A steel band is often applied around a steel pipe pilehead so as to prevent occasional local buckling. However, the necessity of a steel band and its size selection were left in the judgement of the responsible engineer, and the design standard is not established yet.

In order to understand the function of the band and get some basic design data, both static compressive test and blow test have been performed to bring out the following results.

- 1) The applied steel band disperses the stress which will otherwise concentrate just under the eccentrically loaded part. Thus it reinforces the pilehead against buckling.
- 2) It appears to be most effective to apply a band with almost the same width as the measured or calculated buckling wave length. A larger band width will ensure a larger buckling strength, but the rate of increase in buckling strength decreases with an increase in band width.

1. ま え が き

鋼管杭打設中に起こる事故の一つに、杭頭部座屈の問題が挙げられる。いったんこのような座屈が発生すると、以後局部変形が進行して施工不能となることが多い。

このような損傷を防止するために、一般には杭とほぼ同じ板厚の鋼板製補強バンドを杭頭部に巻き付けて溶接接合する方法が用いられている。

最近の補強バンドの設計方針に関して行われた調査¹⁾では、打撃時の過大な応力を緩和するため

に、施工される杭の約半数に補強バンドが巻かれていると報告されている。

しかし、実際の施工において、補強バンド取り付けの要否は責任技術者の判断によるところが多く、また補強条件（補強バンドの幅、板厚など）の選択も設計者によって異なっており、バンドのもつ機能や適切な設計法はいまだ明確にされていない。

岸田らの研究²⁾によると、鋼管杭頭部に均一な圧縮力が作用する場合、補強による断面形状の急変やバンド溶接部の残留応力の影響によって、補強バンドは鋼管の座屈耐力に悪影響を与えるとい

* エンジニアリングセンター建設開発部土木開発室担当

*** エンジニアリングセンター建設開発部鋼構造研究所主任研究員

** エンジニアリングセンター建設開発部土木開発室

う結果が得られている。しかしながら、実際の施工状況を考慮した場合、鋼管杭が大径、長尺化するほど鋼管杭頭部の不均一荷重や曲げなどの2次的な応力を無視しえなくなることが十分予想される。

したがって本研究は、現場における施工条件を想定した衝撃荷重や不均一荷重を作用させ、鋼管頭部に巻かれた補強バンドが座屈耐力に与える影響を把握するとともに、その機能を明らかにすることによって補強バンドの設計上の基礎資料を得ることを目的とした。

2. 実験概要

2.1 実験の種類

補強バンド幅および荷重の偏心量をパラメーターとする静的圧縮実験と衝撃実験を実施した。実験の種類は、Table 1 に示すように静的圧縮実験

10ケース、衝撃実験5ケースである。

表中の偏心荷重とは、Fig. 1 のように杭打設時の偏打状態をモデル化し、鋼管頭部の一部分に荷重が分布するような荷重を意味する。したがって、このような荷重条件を規定するパラメーターとしては中心角 θ を使用することとした。

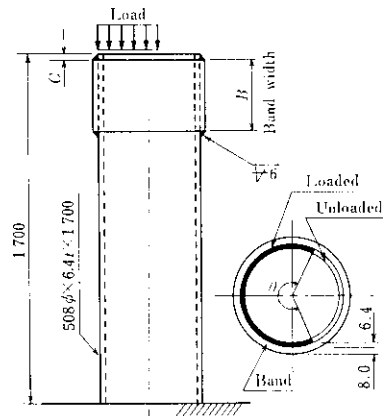


Fig. 1 Test piece and loading condition

Table 1 Testing conditions for reinforcing steel bands

	Test No.	Loading condition	Equivalent eccentricity (mm)	Band width B (mm)
Static loading test	S-1	Central ($\theta=360^\circ$)	0	0
	S-2	Eccentric ($\theta=120^\circ$)	210	0
	S-3	Eccentric ($\theta=180^\circ$)	162	0
	S-4	"	"	100
	S-5	"	"	300
	S-6	"	"	500
	S-7	Eccentric ($\theta=240^\circ$)	104	0
	S-8	"	"	100
	S-9	"	"	300
	S-10	"	"	500
Blow test	D-1	Central ($\theta=360^\circ$)	0	0
	D-2	Eccentric ($\theta=240^\circ$)	104	0
	D-3	"	"	100
	D-4	"	"	300
	D-5	"	"	500

また補強バンド幅 B は、外径 500mm の鋼管杭に対しては経験的に約 300mm のものが比較的多く用いられていることを考慮して 0~500mm を選定し、 θ としては偏心荷荷による耐力増減を明確に把握するために $120^\circ \sim 360^\circ$ を選定した。

2.2 実験体

実験体は外径 508mm、板厚 6.4mm、長さ 1700mm の電縫管 (STK-41) を使用し、補強バンド厚 8.0mm、段付き寸法 (Fig. 1, C 参照) 8.0mm、鋼管と補強バンドの溶接脚長 6.0mm とした。

実験体材料の力学的特性は、同一鋼管から切り出した JIS 12-B 号試験片の引張試験から求めた。Fig. 2 に示すように、その引張応力-ひずみ関係曲線は明りょうな降伏棚を有しない Round-House 型となっている。したがって、降伏応力や弾性係数などの諸量はつぎのように定義した。

比例限度力 σ_p : 0.01%ひずみオフセット値
 降伏応力 σ_y : 0.2%ひずみオフセット値
 弾性係数 E : σ_p までの応力-ひずみ曲線の勾配

実測値はつぎのとおりである。

$$E = 2.13 \times 10^6 \text{ kg/cm}^2$$

$$\nu = 0.33 \text{ (ポアソン比)}$$

$$\sigma_y = 3057 \text{ kg/cm}^2$$

$$\varepsilon_y = 0.37\% \text{ (降伏歪)}$$

$$\sigma_{cr} = 4761 \text{ kg/cm}^2 \text{ (破壊応力)}$$

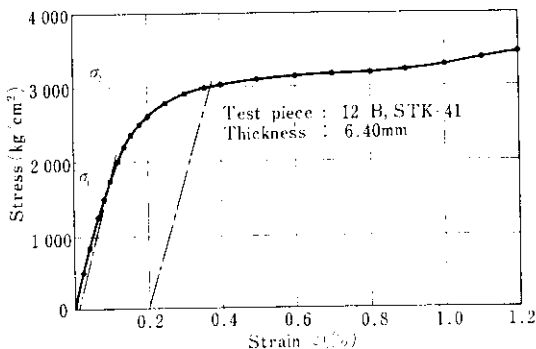


Fig. 2 Tensile stress-strain curve of test piece

2.3 静的実験

実験体のバンド幅に応じた所定の位置 (Fig. 3 参照) に 1 方向ひずみゲージ (ゲージ長 5.0mm) を貼付したあと、1000 t 構造物試験機下部耐圧盤上にセットした。

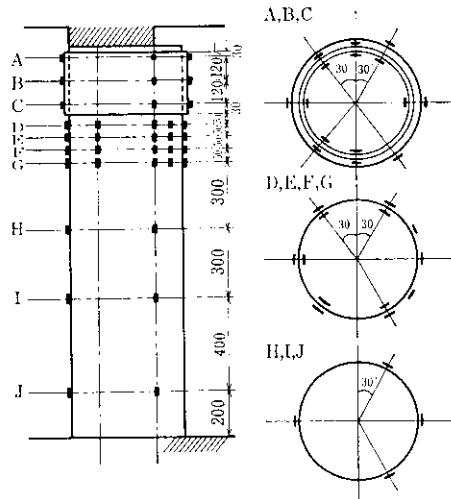


Fig. 3 Strain gage arrangement (T.P. S-9)

荷荷に際しては、厚さ 40mm のプレートを実験体頭部の所定の荷重分布面に載せ、荷荷部の重心点と上部耐圧盤の中心とが一致するように調整した。さらに、実験体の鉛直変位、面外変位測定用変位計を取り付けたあと荷荷条件をチェックするために、降伏点荷重の約 30% の範囲内で荷荷調整をくり返し、本荷荷にはいった。実験状況を Photo. 1 に示す。

2.4 衝撃実験

2.4.1 実験装置

直径 508mm、板厚 11mm、長さ 24m の鋼管杭を打止まり状態まで打設し、頭部を地表面上に約 50cm 突出させて衝撃実験の基礎台とした。杭頭部端面をガスカッターによって水平に切断し、この基礎台上にあらかじめ用意した実験体を載せ、トランシットで垂直度を調整したあと溶接接合した。

衝撃荷重は、実験体側面に設置したパイルドラ

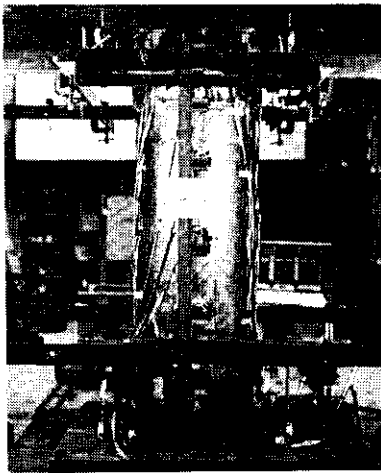


Photo. 1 Static compressive test in progress

イバーのガイドに沿って重量1.5tの重錘を自由落下させることにより作用させた。

実験状況を Fig. 4 に示す。

また本実験では、キャップを使用することによって実験体頭部に所定の衝撃力が作用するようくふうしてある。したがって、キャップは中心衝撃用と偏心衝撃用の2種類を用意し、落下する重錘の衝撃力が実験体頭部載荷面の重心点に作用するよう設計した (Fig. 5 参照)。なお、クッションなどの緩衝材は衝撃のくり返しによって変形し、実験体への衝撃荷重の伝播率が変化すると考えられるため、使用していない。

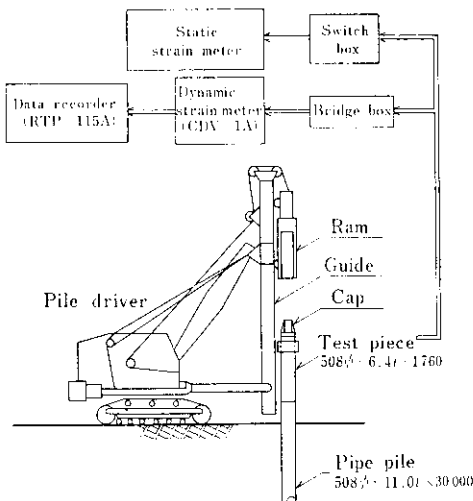


Fig. 4 Apparatus for blow test

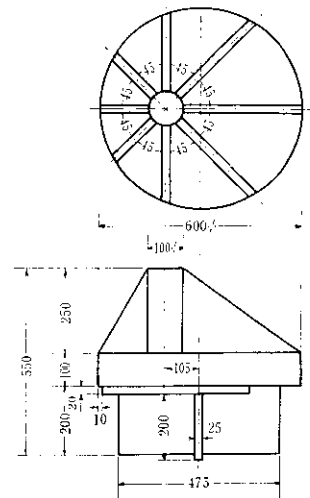


Fig. 5 Cap for eccentric blow test

2-4-2 実験順序

実験の順序を以下に示す。

- (1) 基礎台上に所定の実験体をセットして、その垂直度をチェックしながら溶接接合したあと頭部にキャップをセットする。
- (2) パイルドライバーを操作し、重錘の中心がキャップの芯材頭部に落下するよう調節する。
- (3) 弾性内において、重錘の落下高を変えながら各落下高ごとに実験体の衝撃ひずみを測定し、所定の載荷条件が満足されているか否かをチェックする。
- (4) 載荷条件を確認したのち再度各測定計器の零点調整を行い、落下高を順次増加させながらそのときの衝撃ひずみ波形ならびに衝撃後の残留ひずみを測定する。
- (5) 上述の計測をくり返し、実験体の破壊現象が顕着に現われるまで落下高を増加させる。

2-4-3 測定項目と測定方法

主な測定項目は、

- (1) 重錘の落下高
- (2) 衝撃ひずみ
- (3) 衝撃後の残留ひずみ
- (4) 実験体の変形

である。

落下高は、重錘の側面に取り付けた目盛り下げ振りと箱尺とを併用して、重錘とキャップとの間隔を測定することにより求めた。

衝撃ひずみ、残留ひずみの測定や再生は Fig. 4 のブロック図に従った。ここで動歪計は、応答周波数範囲 0~10kHz の CDV-1A を、データレコーダーは RTP-115A を使用し、測定時には、データレコーダースピードを 78cm/sec に設定して最大周波数 10kHz までの応答値を記録した。

またひずみゲージやコーティング剤は、衝撃に対するゲージの追従性を考慮して、おのおのゲージ長 6.0mm の箔フェステルゲージおよびシリコンゴム KE-15 を用いた。

衝撃後の残留ひずみは、各落下高での衝撃ひずみを記録したあと静ひずみ測定用のブリッジボックスに切り換え、ストレインメーターにより順次測定した。

2.4.4 衝撃荷重の検定

落下高 h (cm) と衝撃力 P^v (kg) との関係は、実験体中心に重錘を落下させ (Table 1, D-1 参照)、実験体に貼付したひずみゲージの測定値から衝撃応力を算出することにより求めた。

鋼管杭頭部に重錘を落下させたときの衝撃応力 σ^v (kg/cm²) の算定には、波動方程式から誘導した次式を用いた。

$$\sigma^v = \frac{\beta \sqrt{2E_v \gamma_r h}}{1 + \frac{A_v}{A_H} \sqrt{\frac{E_v \gamma_r}{E_H \gamma_H}}} \quad \dots\dots\dots (1)$$

A_v, A_H : 鋼管および重錘の断面積 (cm²)

γ_r, γ_H : 鋼管および重錘の比重 (kg/cm³)

E_v, E_H : 鋼管および重錘のヤング係数 (kg/cm²)

β : キャップやクッションおよびエネルギーロスなどによって決まる係数

本実験においては $A_H, A_v, \gamma_H, \gamma_r, E_H, E_v$ が定数であるから、(1)式はつぎのように簡略化できる。

$$\sigma^v = \kappa \sqrt{h} \quad \dots\dots\dots (2)$$

すなわち、種々の落下段階に対して測定した実験体の衝撃応力から係数 κ (kg/cm^{3/2}) を求めて

おけば、任意の落下高に対する衝撃応力が簡単に求められる。本実験における落下高と衝撃応力との関係は、落下高 40cm 以下の範囲内で 3 サイクルくり返したときの 24 測点 (3 断面 × 8 点) のひずみ値の平均値として求め Fig. 6 に示す。

各測点の値はかなりばらついているが、(2)式から求めた κ の平均値は約 230 となり、衝撃応力と落下高との関係は図中の実線で与えられる。

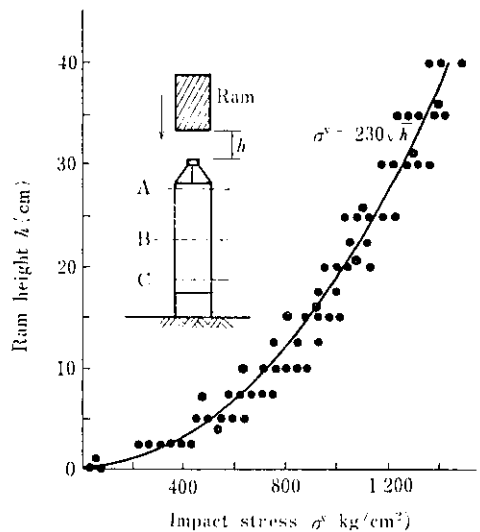


Fig. 6 Relation between ram height and impact stress

3. 実験結果

3.1 静的実験

鋼管の座屈状況を補強バンドの有無、载荷条件別に比較してみると、補強バンド無しの場合、中心载荷 (実験体 S-1) では頭部から約 80mm 下方で軸対称ないわゆるちょうちん座屈を、偏心载荷 (実験体 S-2, 3, 7) では頭部から 80~90mm 下方で非対称な局部座屈を生じた。さらに偏心载荷のみを行った補強バンド有り (実験体 S-4~6, S-8~10) の場合、バンド下端から 80~90mm 下方の鋼管部に非対称な局部座屈を生じた。各実験体の座屈状況を Photo. 2 に示す。

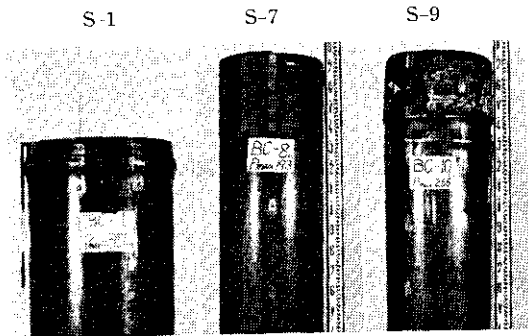


Photo. 2 Local buckling of test pipes by static loading

このような座屈状況を座屈耐力およびひずみ分布に注目して以下に検討する。

3.1.1 座屈耐力

Fig. 7 に座屈断面近傍の測点を対象とした荷重-ひずみ関係曲線を示す。いずれの場合もかなり小さなひずみ量（約 0.075%）において弾性挙動から塑性挙動に移行しているが、荷重は 0.4~0.9%まで増加して最高荷重に達している。しかしながら、すでに 0.2~0.4%のひずみ領域において面外変形が現われ、以後変形が急速に進行する。

S-7 ($\theta=240^\circ, B=0\text{mm}$) では、頭部付近

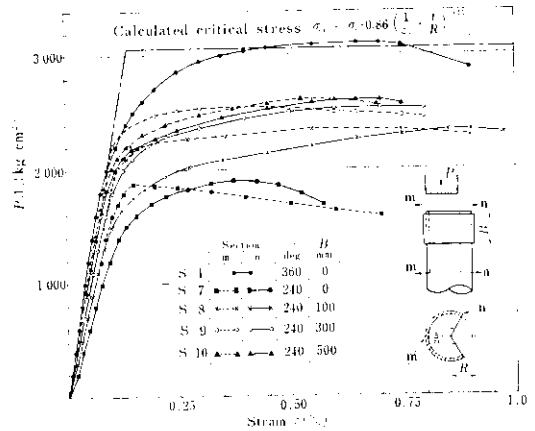


Fig. 7 Relation between compressive stress and strain near buckling section (static test)

において図中の n 線上のひずみ進行が著しく、局部変形が最も早く生じたが、これは載荷面直下の応力集中や上部耐圧盤が実験体の回転を拘束していることなどに起因するものと考えられる。なお、m 線上のひずみは最高荷重を通過する時点から急増している。

S-9 ($\theta=240^\circ, B=300\text{mm}$) では、座屈断面が載荷面から離れているため、載荷面直下における応力集中の影響が少なく、n 線上と m 線上のひずみ進行は類似した傾向を示す。

各ケースに対する最高荷重、降伏荷重を Table 2

Table 2 Results of static test

Test No.	θ (deg)	B (mm)	Critical load P_{cr} (t)	Critical stress σ_{cr} (kg/cm ²)	Yield load P_y (t)	Yield stress σ_y (kg/cm ²)
S-1	360	0	307	3 043	298	2 953
S-2	120	0	118	1 169	112	1 110
S-3	180	0	152	1 506	145	1 437
S-4		100	187	1 853	165	1 635
S-5		300	197	1 952	175	1 734
S-6	240	500	207	2 052	185	1 833
S-7		0	193	1 982	188	1 863
S-8		100	237	2 349	216	2 141
S-9	300	255	2 527	2 527	238	2 359
S-10	500	261	2 587	2 587	244	2 418

P_y is obtained by 0.2% strain offset-method

に示す。表中の P_y は、座屈断面近傍のひずみ進行が著しい測点における荷重-ひずみ曲線から 0.2%ひずみオフセット法によって求めたものである。

3-1-2 ひずみ分布

偏心荷重に対し、補強バンド無しおよび補強バンド幅 300mm の場合のひずみ分布を Fig. 8, 9 に示す。補強バンド無しの場合には荷重面直下の n 線上の応力集中が著しいが、150~200mm 離れると急激に減少 (Fig. 8 (a) 参照) し、作用荷重が徐々に全断面に伝播して、頭部から 1100mm 離れた H 断面付近から軸力と曲げを受ける鋼管柱のひずみ分布に収束し始める (Fig. 9 (a) 参照)。

また補強バンド有りの場合は、バンドが作用荷重の一部を分担するために荷重面近傍の著しい応

力集中は緩和されるが、バンド下端近傍の鋼管部にはバンド溶接部の残留応力や断面急変に起因すると思われる応力集中がみられる (Fig. 8 (b) 参照)。しかし、その応力はバンド無しの荷重面直下の応力に比べてはるかに小さく、補強バンドを取り付けたことによる座屈耐力の増大を十分説明することができる。なお、上述の応力集中領域以外では、バンドの有無による応力分布の差はほとんどみられず、したがって、バンド下端近傍の鋼管の応力状態に注目して座屈耐力を検討すればよいことになろう。

3-2 衝撃実験

実験体頭部に衝撃荷重を作用させた場合、ひずみ進行の著しい測点のひずみ波形の一例を Fig. 10 に示す。図中第 1 の波形が求める衝撃ひずみ波

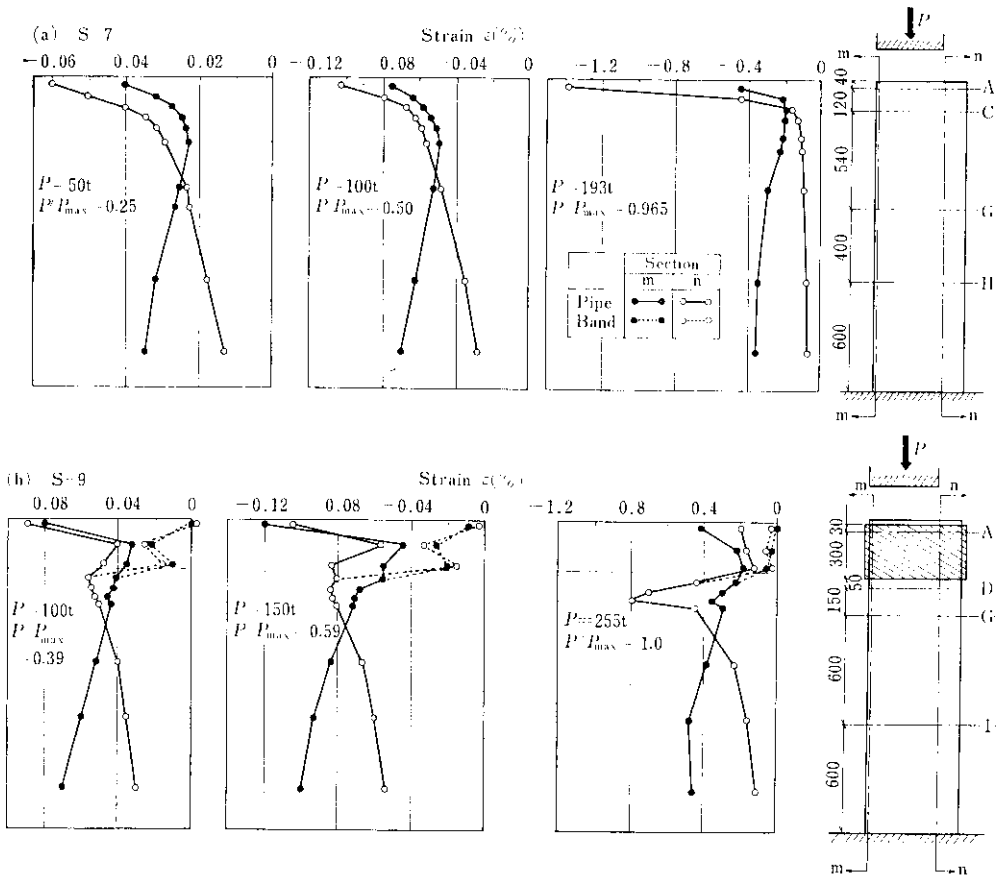


Fig. 8 Strain distribution in vertical sections

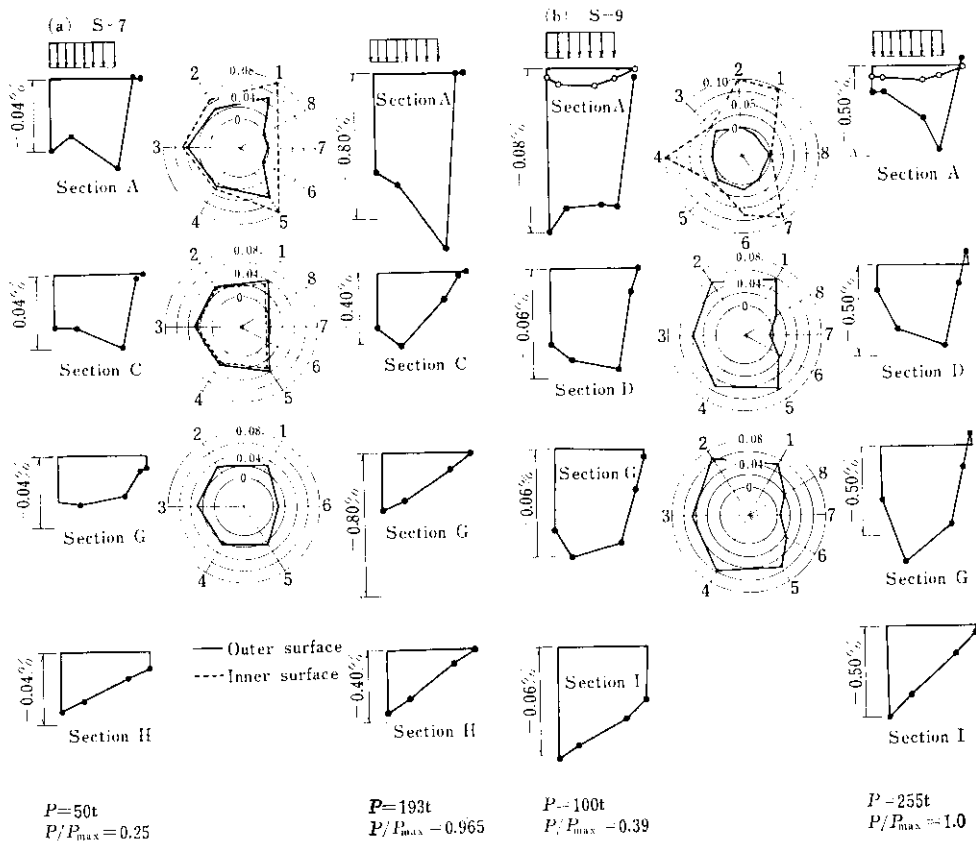


Fig. 9 Strain distribution in horizontal sections

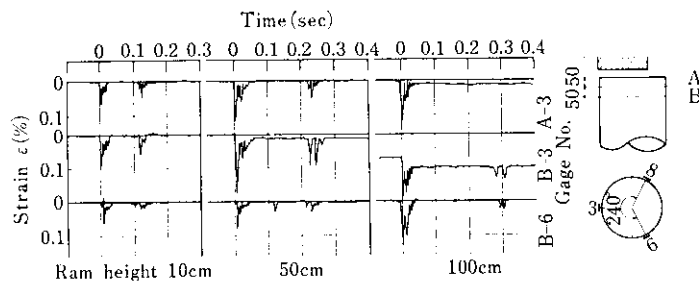


Fig. 10 Impact strain at pile top

形であり、第2の波形は重錘のリバウンドによって生じた現象である。落下高が増加するにつれて衝撃波のピーク値が増大し、塑性域にはいつて残留ひずみが激増してくる様子が明りようである。座屈性状については、静的実験と同様であった。実験体の座屈状況を **Photo. 3** に例示する。

3・2・1 座屈耐力

座屈発生点近傍のひずみと重錘の落下高および換算衝撃力との関係を **Fig. 11** に示す。なお図中のひずみ値は、衝撃によるピーク値とその時点までに蓄積された残留ひずみとの和である。

衝撃実験の場合は、静的実験の場合と異なりm線上のひずみの進行が著しい。これは、主に試験

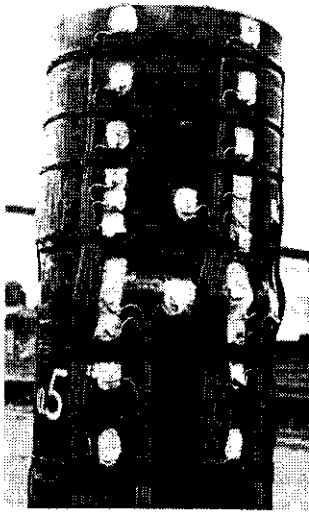


Photo. 3 Local buckling by eccentric impact loading (D-5)

体頭部の回転変形が自由であることに起因するものと考えられる。応力-ひずみ曲線の形状については静的実験の場合と比較的類似している。

また、このような実験においては最高荷重の把握が困難であるため、ひずみ進行の最も著しい点の残留ひずみが0.2%に達した時点が座屈耐力であると考えて整理した。その結果を Table 3 に示す。

3.2.2 ひずみ分布

Fig. 12 および Fig. 13 は、おのおの縦断面および横断面のひずみ分布である。これらの図より、バンドによって鋼管の応力集中が緩和することが明らかである。

静的実験と異なる点は、同一断面のうちひずみ進行の最も著しい点がm線上に生じていることである。他の性状は静的実験ときわめて類似し

Table 3 Results of blow tests

Test No.	Ram height h (cm)	Impact yield load P_y^v (t)	Impact yield stress σ_y^v (kg/cm ²)
D-1	280	394	3 900
D-2	128	262	2 600
D-3	165	298	2 950
D-4	176	308	3 050
D-5	170	303	3 000

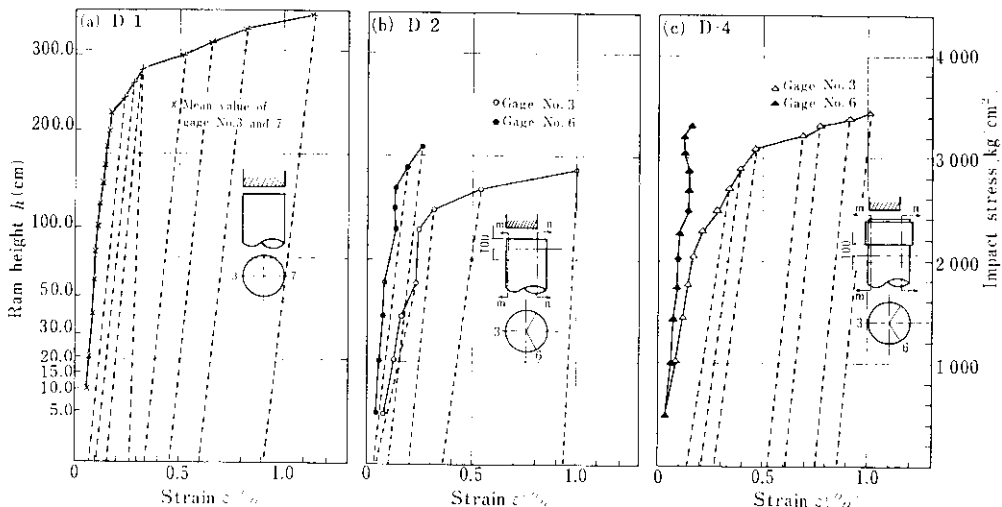


Fig. 11 Relation between strain and ram height or impact stress

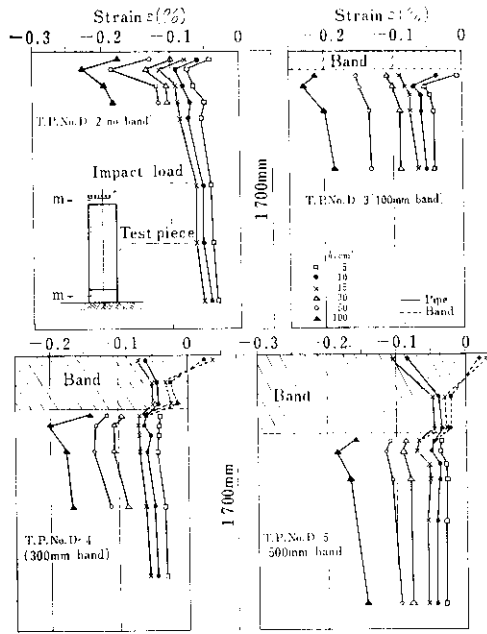


Fig. 12 Strain distribution in vertical sections by blow test (m-m section)

ている。

4. 考 察

4.1 鋼管の座屈耐力

鋼管に一樣な圧縮力が作用したときの塑性座屈の問題は、これまで多くの研究者によって取扱われ、比較的簡単で精度のよい実験式が提案されている。

加藤ら³⁾は、残留応力を含む鋼管の圧縮応力-ひずみ関係は、前述のような Round-House 型で、(3)式のように表わせると仮定し、変形理論と対応させて、(4)、(5)式を提案している。

$$\sigma_y = \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} \right)^n \quad \dots\dots\dots (3)$$

$$\sigma_{cr} = 0.86 \left(\frac{1}{\varepsilon_y} \cdot \frac{t}{R} \right)^{0.11} \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$\sigma_y = 1.3 - 0.0075 \left(\frac{R}{t} \right) \quad \dots\dots\dots (5)$$

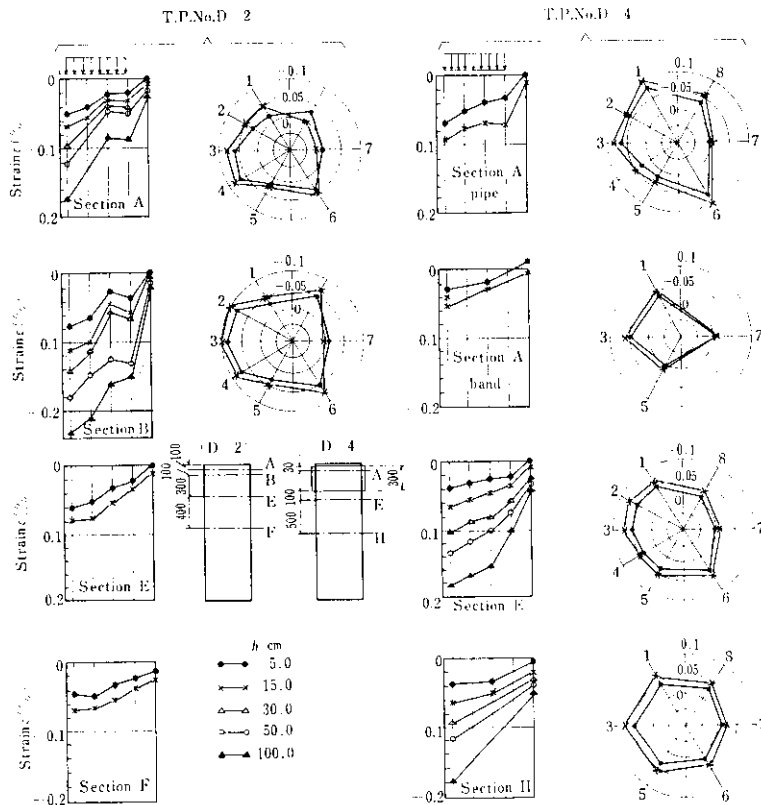


Fig. 13 Strain distribution in horizontal sections by blow test

ただし、 t : 鋼管の板厚

R : 鋼管の半径

$$\frac{R}{t} \leq 40$$

2. で示した本実験材料の $\sigma_y (=3057\text{kg/cm}^2)$, $\epsilon_y (=0.37\%)$ を (4) 式に代入すると, $\sigma_{cr} = 3063\text{kg/cm}^2$ となる。これに対応する実験値 σ_{cr} は, **Table 2** に示したように 3043kg/cm^2 であり, 両者がよく一致することがわかる。

また S. P. Timoshenko⁷⁾ は, 鋼管が **Fig. 14** (a) のように軸対称な座屈を生じるときの半径方向の変位を (6) 式のように仮定し, 座屈応力 σ_{cr} と座屈半波長の長さ l/m を (7), (8) 式のように導いている。

$$w = -A \sin \frac{m\pi x}{l} \quad \dots\dots\dots (6)$$

ただし、 w : 座屈を生じたときの面外変位

l : 鋼管の長さ

m : 座屈波の数 (半波長で 1 個)

A : 定数

$$\sigma_{cr} = \frac{Et}{R\sqrt{3(1-\nu^2)}} \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$\frac{l}{m} = \pi^4 \sqrt{\frac{(Rt)^2}{12(1-\nu^2)}} \quad \dots\dots\dots (8)$$

鋼管が塑性領域で座屈する場合, 管軸方向と円周方向の材質が塑性域にはいっても等しいと仮定すればつぎのようになる。

$$\sigma_{cr} = \frac{E_r t}{R\sqrt{3(1-\nu^2)}} \quad \dots\dots\dots (9)$$

$$\text{ただし, } E_r = \frac{4EE_{st}}{(\sqrt{E} + \sqrt{E_{st}})^2}$$

E_{st} : ひずみ硬化係数 $\partial\sigma/\partial\epsilon$ (kg/cm^2)

したがって, E_r を実験結果から求めておけば, (9)式からも塑性座屈耐力の近似値を得ることができる。ここで静的載荷時の実験値を使用して E_r を逆算すると, $E_r = 1.97 \times 10^5 \text{kg/cm}^2$ となる。

一方, 3. で示した実験結果からも裏付けられるように, 座屈発生領域においては作用荷重が非載荷部まで十分伝達されていないことを考慮すれば, 偏心載荷時の座屈領域の応力状態を **Fig. 14** (b) のように仮定することができる。もし, 境界線 n 上において, 載荷部に対する非載荷部の拘束条件が明確にされるならば, その座屈耐力は一様な圧縮力を受ける曲面板の座屈問題として, 近似的に算出できることになる。ここでは便宜上, **Fig. 14** (c) のように n 線上で回転変形自由, 面外変位拘束という条件を仮定すると, 座屈発生時の変位関数として円周方向変位量 u , 管軸方向変位量 v および面外変位量 w を (10) 式のように設定することができる。

$$\left. \begin{aligned} u &= A' \sin \frac{n\pi r}{\theta} \cos \frac{m\pi x}{l} \\ v &= B' \cos \frac{n\pi r}{\theta} \sin \frac{m\pi x}{l} \\ w &= C' \sin \frac{n\pi r}{\theta} \sin \frac{m\pi x}{l} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (10)$$

ここで n は円周方向の座屈波の数 (半波長で 1 個) を示す。

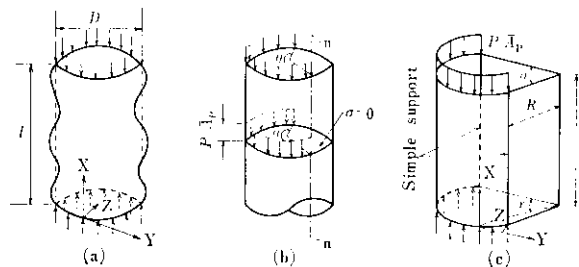


Fig. 14 Models for calculation :

- (a) Symmetric buckling of pipe
- (b) Eccentric stress at buckling portion
- (c) Axial compression on curved sheet panel

(10)式を曲面要素の基本方程式に代入すれば、3個の同次方程式が求められ、その式の行列式を零と置くことにより、座屈応力 σ_{cr}^s と座屈半波長 l/m が、(11)、(12)式のように求まる。

$$\sigma_{cr}^s = \frac{E_r t}{R \sqrt{3(1-\nu^2)}} \quad \dots\dots\dots (11)$$

ただし、 $\sigma_{cr}^s = P_{cr} / \bar{A}_r$

$$\bar{A}_r = A_r \cdot \frac{\theta}{360} \quad (\text{載荷面積})$$

$$\frac{l}{m} = \frac{\pi R}{\lambda} \quad \dots\dots\dots (12)$$

ただし、

$$\lambda^2 = \frac{1}{2} \left(\frac{1-\nu^2}{\alpha} \right)^{\frac{1}{2}} - \left(\frac{\pi}{\theta} \right)^2 + \frac{1}{2} \left\{ \frac{1-\nu^2}{\alpha} - 4 \left(\frac{\pi}{\theta} \right)^2 \left(\frac{1-\nu^2}{\alpha} \right)^{\frac{1}{2}} \right\}^{\frac{1}{2}}$$

$$\alpha = \frac{1}{12} \left(\frac{t}{R} \right)^2$$

(4)、(11)式から座屈耐力と偏心量との関係を求め、実験値と比較すると Fig. 15 のようになる。この図より次の点が明らかである。

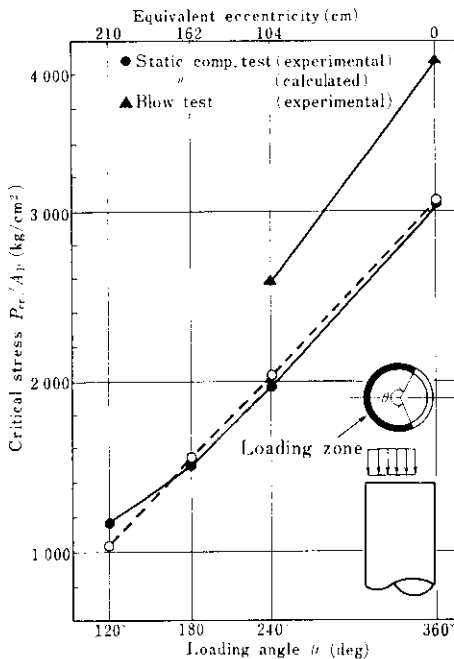


Fig. 15 Influence of eccentricity on critical stress

- (1) 静的偏心荷の座屈耐力は、Fig. 14(c)のようにモデル化した曲面の座屈耐力と近似しており、載荷面積に比例する。
- (2) 衝撃荷の座屈耐力は、静的荷の座屈耐力に比べて20~30%上回る値を示す。

4.2 バンドの補強効果

偏心荷時の管軸方向ひずみ分布におよぼす補強バンドの影響を示すと Fig. 16, 17 のようになり、載荷条件と補強バンド幅が座屈耐力におよぼす影響は Fig. 18 のように表わされる。

Fig. 16, 17 より、鋼管杭頭部に偏心荷重が作用する場合、載荷面直下の応力集中は補強バンドによって緩和され、かつバンド部の本管のひずみ進行も著しく低減すること、バンド無しの場合には、載荷面直下における鋼管のひずみが増大して座屈破壊に至り、バンドを有する場合は、バンド下端近傍の鋼管のひずみが増大して座屈破壊に至ることなどがわかる。

この性状から推定すると、仮に杭頭中心線上に均一な荷重が作用し、応力集中が生じない場合は、補強バンドは座屈耐力の増大にほとんど寄与

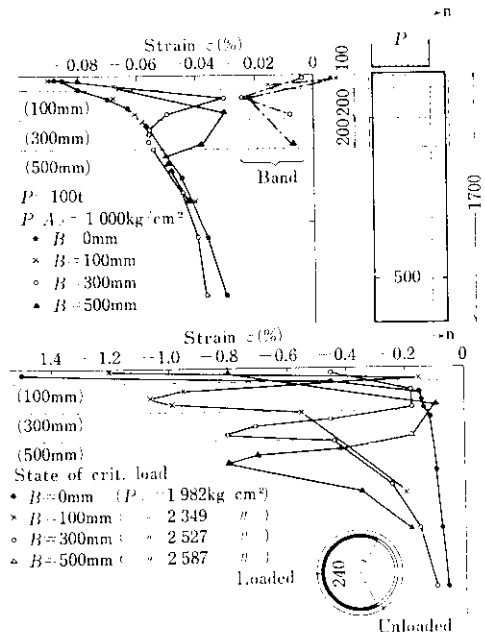


Fig. 16 Effect of band width on strain distribution in the n section when $\theta=240$ deg (static loading test)

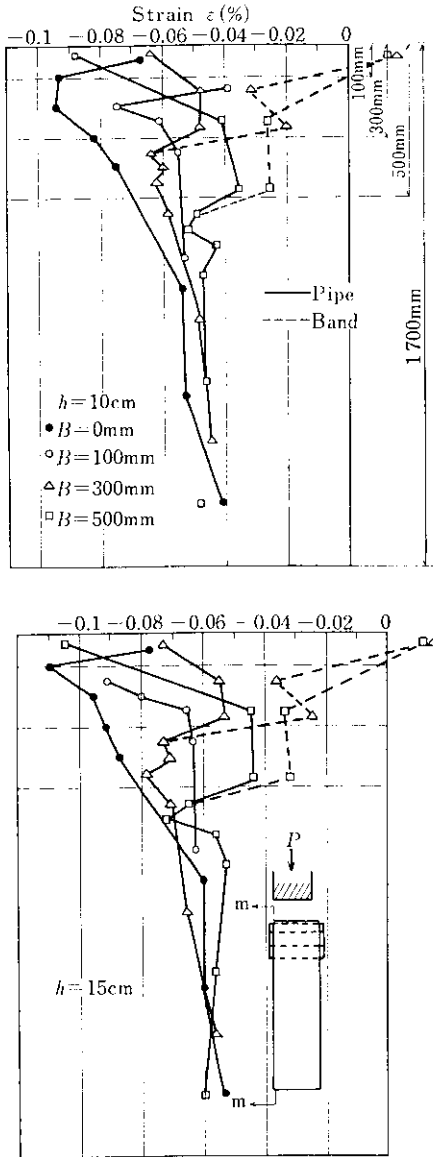


Fig. 17 Effect of band width on strain distribution in the m section when $\theta=240\text{deg}$ (blow test)

しないものと判断できる。

また Fig. 18 より、偏心荷重が作用する場合、座屈耐力はバンド幅が大きくなるに従って増大するが、応力集中の著しい領域のみを補強する幅 100mm のバンドが最も顕著な補強効果を発揮し、幅 300, 500mm では耐力は増大するが、その増大率は急速に減少することがわかる。

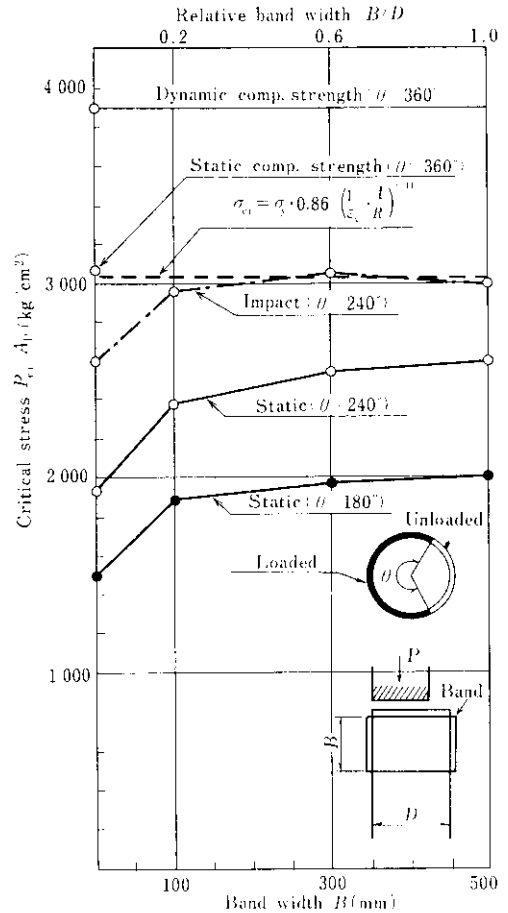


Fig. 18 Effect of band width on critical stress

つぎに、鋼管が局部座屈するときの座屈1波長の長さを前述の(8), (12)式によって求めると Fig. 19 のようになる。同図は $\theta=240^\circ$ に対して示したものであるが、座屈波長に与える θ の影響は非常に小さいので、この図から本実験体の座屈波長を求めると約 140mm となる。

この結果と前述の実験結果とを考慮すれば、補強バンド幅は鋼管杭の座屈波長を基準にして決定するのが適切であると考えられ、本実験体に対しては座屈波長と同等の幅 140mm 前後の補強バンドが最も効果的であったろうと推定される。

5. まとめ

以上、補強バンド有りおよびバンド無しの鋼管

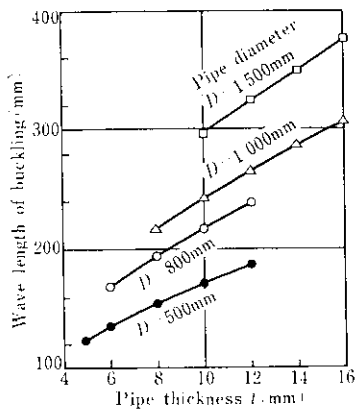


Fig. 19 Relations between wave length of buckling and pipe dimension when $\theta=240\text{deg}$

杭頭部に静的あるいは動的な偏心荷重を与えてその耐力を実験的に求め、鋼管杭打設時における補強バンドの機能について検討を行った。

ここでは実験ケースが膨大な量になるのを避けるため、実験体の諸元や荷重条件を限定しており、普遍的な結論を導くのは困難であるが、本実験から明らかになったことがらを以下に列挙する。

- (1) 静的荷重時と衝撃荷重時とを比較すると、後者における座屈時の最高荷重は前者に比べ

て20~30%上回る傾向にある。

- (2) 補強バンド無しの場合、中心荷重に対しては鋼管頭部から約80mm下方にいわゆるちようちん座屈を生じ、実験体頭部の一部分に荷重を作用させる偏心荷重に対しては、頭部から80~90mm下方の断面に局部座屈を生じた。また偏心荷重に対する座屈耐力は、頭部の載荷面積に比例する。
- (3) 補強バンド有りの場合、局部座屈がバンド下端近傍の鋼管部に生じる。偏心荷重の場合バンドは作用荷重の一部を分担し、載荷面直下の応力集中による鋼管の局部座屈を防止するので、バンド幅を大きくするほど耐力が増大する。しかしながら、載荷面から離れるにつれて応力集中の程度が急速に減少するため、耐力の増加率は、バンド幅300, 500mmに比べて100mmのときが最も大きい。
- (4) 不均一荷重（偏心荷重など）を受ける鋼管杭の補強バンドを選定する場合、杭頭部における応力集中の減衰状態や座屈波形が重要な要素となる。本実験の結果から判断する限りでは、最小バンド幅は鋼管杭の局部座屈波長（実測値または計算値）と同程度にすると最も効果的と思われる。

参考文献

- 1) 岸田英明, 高野昭信ほか: 鋼管杭の端部補強方法の標準化に関する研究, JSSC, 9(1973) 87, 28~39
- 2) 日本鋼構造協会: 塑性加工を受けた鋼材の機械的性質, JSSC, 6(1970) 53, 1~10
- 3) 加藤勉, 秋山宏ほか: 軸圧縮力を受ける鋼管の塑性局部座屈耐力, 建築学会論文報告集, (1973) 204, 9~17
- 4) 森田定市, 宇都一馬ほか: 標準貫入試験におけるロッドの貫入機構に関する理論研究と基礎実験, 東海大紀要, (1972) 2, 114~128
- 5) 鈴木克洋: 打撃荷重による鋼管杭の頭部変形の研究, 運輸省港湾技研報告, 12(1962) 2, 207~233
- 6) F. Rausche, G. Goble: Performance of Pipe Driving Hammers, ASCE, (1972) 9, 201~218
- 7) S. P. Timoshenko, J. M. Gere: Theory of Elastic Stability, (1961), [McGraw Hill]