打込み時における鉄筋コンクリートぐい 頭部の打撃ひずみ*

吉 成 元 伸**

Dynamic Strain of Reinforced Concrete Piles at the Head in Driving

by

Motonobu YOSHINARI

(Building Research Institute, Ministry of Construction, Tokyo)

This study has been carried out to decide the reinforcement method of the impacted concrete pile by the pile driving.

From the analysis of measured values of the dynamic strain on the pile head, the following conclusions have been obtained.

Moreover, the author wishes to promote this study and to find out the behaviours of the pile driven in the ground.

(1) The relation between the dynamic energy of the hammer and the dynamic strain in the pile.

$$\varepsilon_{V.100} = \frac{F(1-k)}{EA(S+R/2)} \quad (1)$$

$$\varepsilon_{V.50} = \frac{F(1-k)}{EA(S+R)} \quad (2)$$

where $\varepsilon_{V.100}$ = the dynamic strain at the point of 100cm from the top of the pile

$\varepsilon_{V.50}$ = dynamic strain at the point of 50cm from the top of the pile

F = dynamic energy of hammer

A = sectional area of the pile

E = Young's modulus of concrete

S = penetration

R = rebound

$(1-k)$ = efficiency of the dynamic energy of hammer

W = hammer weight

H = hammer stroke

For F , $(1-k)$ and E in Eqs. (1) and (2), the following values in Table I and Table II is available.

Table I

Type of hammer		F	$1-k$
Drop hammer		$W \times H$	0.6~0.7
Diesel hammer	12	3 100 kgm	0.2~0.3
	22	5 500 kgm	

Table II

	PC pile ($F_c \geq 550 \text{ kg/cm}^2$)	RC pile ($F_c \geq 400 \text{ kg/cm}^2$)
For $\varepsilon_{V.100}$	4.5×10^5	3.4×10^5
For $\varepsilon_{V.50}$	$(2.7 \sim 2.8) \times 10^5$	—

F_c = ultimate compressive strength of concrete

(2) The relation between the sectional area of the pile and the dynamic strain of the head of the pile.

* 原稿受理 昭和42年5月25日

** 建築研究所 東京都新宿区百人町4丁目

When the PC pipe pile (350mm ϕ or 300mm ϕ) is driven in the ground with the Type 22 diesel hammer, the value of $\varepsilon_{V,50}$ is assumed by Eq. (3)

$$\varepsilon_{V,50} = (987 - 0.57\bar{A}) \times 10^{-6} \quad (3)$$

where, $\bar{A}$ =equivalent sectional area of the pile (cm²)

(3) The distribution of the dynamic strain of pile head

The axial dynamic strain $\varepsilon_{V,x}$ at the point of distance x from the top of pile is expressed as the following general Eq. (4).

$$\varepsilon_{V,x} = ax^{-b} \quad (4)$$

where, a and b = constant characteristic

Then the dynamic strain of PC pile, which is driven with diesel hammer 22, is expressed in Eqs. (5) or (6).

For PC pile ($D=300$ mm ϕ , $t=70$ mm)

$$\varepsilon_{V,x} = 9.02 \times 10^4 \times x^{-0.0897} \quad (5)$$

For PC pile ($D=350$ mm ϕ , $t=80$ mm)

$$\varepsilon_{V,x} = 10.92 \times 10^4 \times x^{-0.152} \quad (6)$$

(4) The relationship between the vertical (axial) dynamic strain ε_V and horizontal dynamic strain ε_H .

The value of $\varepsilon_H/\varepsilon_V$ at the point (such as $x=10$ cm), near the top of pile, shows the variable value as $\varepsilon_H/\varepsilon_V=0.1\sim0.4$.

But $\varepsilon_H/\varepsilon_V$ values at 35cm point and at 70cm point from the top of pile become the constant values as follows:

$$\text{For RC pile } (\varepsilon_H/\varepsilon_V) = 0.2 \quad (7)$$

$$\text{For PC pile } (\varepsilon_H/\varepsilon_V) = 0.24 \quad (8)$$

(5) The suggestion for the reinforcement range of the head of pile

By assuming the ultimate compressive strain of concrete as $\varepsilon_{cu} = 2500 \times 10^{-6}$ and the ultimate tensile strain as $\varepsilon_{tu} = 125 \times 10^{-6}$ and applying ε_{tu} and ε_{cu} to the Fqs. (5), (6), (7) and (8), the author has suggested the following idea.

1) The minimum width of the iron band to reinforce the pile head is necessary to be in the range of 20~30cm.

2) The pile must be specially reinforced by spiral hoop at least 100cm in length from the top of the pile head.

(Received May 25, 1967)

1 ま え が き

打込み時にしばしば発生する鉄筋コンクリートぐいの破損には、頭部崩壊、胴折れおよびぐい先端部の崩壊等があるが、最も多く見受けられるのがぐい頭部の破損である。これらぐいの破損は要するに、打撃力による過大応力の発生がその原因になっていることは明らかである。従来行なわれてきたぐい破損防止に対する対策、すなわちぐいの肉厚の問題、配筋方法、補強バンドの処置、さらにぐい打機、クッション材の選定などは、もっぱら単に経験的に処理されてきた。

本報告は、特に打込み時におけるぐい頭の打撃ひずみを取り上げ、その挙動を解析して打撃力を受けるぐい体ならびにその打込み方法の合理化のための一資料として提供しようとするものである。なおこの研究は昨年、京都大学の岡田清教授が、コンクリートポールパイロ協会の協力の下に実施された「鉄筋コンクリートぐいの打込み方法の規準化に関する研究」(建設技術研究補助金研究)の協力研究として実施したものの一部であって、建築研究所構内でのRCパイロの模型ぐいに対する打込み試験の結果に基づき、実大PCパイロの頭部の打撃ひずみを考察したものである。

またこの研究は、PCパイロの打込み試験および資

料の整理等について、東急コンクリート工業(株)ならびにアサノポール(株)より多大のご協力を得て行なわれたものである。ここに衷心感謝の意を表する次第である。

2 打撃エネルギーのつりあいによる打撃

応力理論とその適用

よく知られているように、ぐいの打撃応力に関しては現在二つの理論が提案されている。すなわち①打撃エネルギーのつりあいに基づく理論と、②衝撃波の波動方程式に基づく理論とである。いずれも長所短所がありどちらが工学的にすぐれているかは断定しかねるものであるが、ここでは後節各項の内容の理解の便にされるよう打撃エネルギーのつりあいに基づく応力理論を、筆者流の考え方においてごく簡単に述べておくことにする。

いまぐいに与えられる打撃エネルギーを F 、これがぐいの打込みに際して吸収されるエネルギーを E_a とすると当然(1)式がなりたつ。

$$F = E_a \quad (1)$$

(1)式の右辺、すなわち吸収エネルギーとして考えられるものには、実のところぐいの行なう仕事量のほか、パッキン材に吸収されるエネルギー、ハンマとやぐらガ

イドの摩擦、衝撃後のハンマの仕事等種々の事項が存在する。しかし、筆者はこれらを細かく区別して考察することが、現状においていかに困難な問題を数多く含んでいるかを痛感させられている。そしてその結果ひとまず、これらの吸収エネルギーを、① くいの仕事に費されるエネルギー Q_P と、② その他の仕事に吸収されるエネルギー Q との二つに大きく分けてしまうという考え方が、くいの打込み挙動の考察の手段として非常に便利であり、そして工学的合理性を有するものであるとの結論を得ている。そこでこのような考え方にたつと(1)式は、

$$F = Q_P + Q \quad (2)$$

となる。右辺第1項 Q_P は、打撃によってくい体に生ずる打撃力を P 、くいの打撃貫入量を S 、くいの弾性変形量を δ 、地盤の弾性変形量を C とすると

$$\begin{aligned} Q_P &= PS + \frac{1}{2}P\delta + \frac{1}{2}PC = P\left(S + \frac{\delta + C}{2}\right) \\ &= P\left(S + \frac{R}{2}\right) \end{aligned} \quad (3)$$

となる。ここで R はいわゆる打込み時におけるくいのリバウンドである。したがって、(2)および(3)式より打撃エネルギー F は、

$$F = Q + P\left(S + \frac{R}{2}\right) \quad (4)$$

ここでくいの断面積を A 、コンクリートの打撃応力を σ_c とすると(4)式は、

$$F = Q + \sigma_c A \left(S + \frac{R}{2}\right) \quad (5)$$

したがって打撃応力は、

$$\sigma_c = \frac{F - Q}{A\left(S + \frac{R}{2}\right)} \quad (6)$$

すなわち、くい体のコンクリートの打撃応力は(6)式のようなきわめて簡単な式によって求められることになる。

通常この打撃エネルギーつりあい理論に基づいて与えられている式は、(6)式のような簡単な式ではなく、またその誘導もつと複雑で、かつ誘導過程に重大な誤りを犯している。すなわち、従来の打撃応力式は貫入量 S とリバウンド R の項をすべて消去あるいは無視することによって導かれているものである。

さて(6)式でただ一つの問題は Q の値をいくらにとればよいかということで、これについてはまた別の機会に詳細な報告を行ないたいと考えている。ただ、参考のためこのことを簡単につけ加えると次のとおりである。すなわち、 Q は工学的に打撃エネルギー F に比例する値と考え得るものであって、したがって $Q = kF$ とすれば、(6)式は、

$$\sigma_c = \frac{F(1-k)}{A\left(S + \frac{R}{2}\right)} \quad (7)$$

として表わされる。そして右辺の分子に存在する $(1-k)$ は、全打撃エネルギーのうちくいの仕事に費やされるエネルギーの割合を表わすもので、この値が筆者の実験では、

ディーゼルハンマの場合 $(1-k) \approx 0.2 \sim 0.3$

ドロップハンマの場合 $(1-k) \approx 0.6 \sim 0.7$

となっている。ただし F については、

ドロップハンマの場合； $F = W \cdot H$

W ；ハンマ重量、 H ；ハンマの落高

ディーゼルハンマの場合； F = メーカーの仕様に示されている1打撃あたりの有効打撃エネルギー

上記の $(1-k)$ の値から、ディーゼルハンマ打ちによるエネルギー損失が著しく大であることがわかる。

なお、念のために付け加えるが、以上は打込み時のくい頭保護のためにクッション材としてサンダワラ3枚または4枚を用いた場合であるが、そのほか麻布、むしろ、厚紙等を用いた場合についても適用しうるのである。しかし、クッション材の材質がこれらと著しく異なる場合、たとえば合成ゴムを用いた場合等については上記の $(1-k)$ の値をいくぶん変えなければならぬかもしれない。このことは以下3章および4章にそれぞれ求められている実験式中の数値についても同様に考えていただきたい。

さて、ここで特に指摘して置かなければならないことがある。(7)式はくい頭から少なくとも1m以上離れた個所の応力推定に適用されうるもので、くい頭部付近の応力推定には適用できないということである。その理由は第4章に論ずることから容易に理解されるであろう。

(7)式を用いて σ_c を計算する場合に用いるコンクリートのヤング係数 E_c は、PCパイルの場合 $E_c = 4.5 \times 10^5$ 、RCパイルの場合 $E_c = 3.4 \times 10^5$ とする。これは実験値を(7)式に代入して、これから E_c を逆算して求められた値である。

もしも、くい頭から50cmの点の打撃応力を推定しようとする場合には、(6)式の分母における $S + R/2$ の代わりに $S + R$ を用い、その代わり E_c として $E_c = (2.7 \sim 2.8) \times 10^5$ とするとおおむね実験値と一致する。すなわち、このことは明らかに打撃によるくい頭付近の変形がかなり大であって、くい頭に近接した個所の応力～ひずみ関係は完全に塑性領域の性状を示すことを裏書きしているものである。

3 くいの肉厚および断面積が打撃ひずみおよび貫入性に及ぼす影響

3・1 概 説

前章の(6)式または(7)式によれば、ぐいの打撃応力はぐい体の断面積 A に反比例することになる。そしてこのことは常識から判断してもきわめて当然のこととして受けとることができる。しかし、はたして実際にこのような性状を呈するか否かについてはほとんど検討されていない。打込み時のぐいの破損が過大な打撃応力に原因するものであれば、当然ぐい体の断面積もこれに重要な関係をもってくる。

本節は以上の理由からぐいの断面積と打撃応力との関係を考察してみたものである。ただし、打ち込まれる際のぐい頭部の実際の状況を考えて、前章でも触れたとおり、はたしてその変形が弾性範囲内で生じているか否かは非常に疑問とされるところであって、したがって、本研究はその考察にあたって、コンクリートのヤング係数を仮定して換算される σ_c を求めることをせず、実際に測定された打撃ひずみそのものを取りあげることにしている。

3・2 実験の方法および測定結果

試験ぐいとして外径350mm、肉厚6, 7, 8 cmのもの計3本と、外径300mm、肉厚7 cmのもの1本とが打ち込まれた。これらのぐい長は9 mまたは10 mである。打ち込まれた地盤の状況は Fig. 1 のとおりである。

ぐいはこの地盤に約8 mの深さまで打ち込まれた。

ぐい打ち機はディーゼルハンマ22型で、その燃料バルブを調節してハンマの落高が常におおむね1.8 mを保つように心かけた。

Fig. 1. Soil profile of ground.

Fig. 2. Dynamic strains of PC test piles.

打撃ひずみはぐい頭より50 cmの位置に、かつ断面の対称位置に貼付した2点または4点の抵抗線ひずみゲージと、電磁オシロ type の動ひずみ計およびビジグラフにより測定した。動ひずみ計は新興通信工業 DS6/MTH 型で周波数特性は $0 \sim 1000 \text{ c/s} \pm 1 \text{ db}$ 以内とされている。また、ビジグラフは三栄測器 FR-201 型、ガルバノメータの感度一様な周波数範囲は 350 c/s とされている。

外径350mmの PC パイル3本について得られた測

定値を打込み深度に関して示すと、Fig. 2 のとおりである。なお、ひずみ値は測定位置の対称個所の2点(または4点)のひずみ測定値の平均値である。

3・3 外径が相等しく肉厚が異なるぐいの断面積と打撃ひずみとの関係

互いに肉厚が相違する外径 350 mm の各試験ぐいの打撃ひずみの平均値を求め、これと各ぐいの実断面積および有効断面積との関係を求めると Fig. 3 および 4 のようになる。図中にたとえば3~5.5 mと記入してあるのは、各ぐいの打込み深度が3~5.5 mまでの間における打撃ひずみの平均値をプロットしたグラフであることを表わしている。

打込み深度範囲が3~5.5 mの場合(点線)および5.5~7.75 mの場合(点線)および5.5~7.75 mの場合

Fig. 3. The relationship between net area of pile and dynamic strain.

Fig. 4. The relationship between equivalent sectional area of pile and dynamic strain.

Fig. 5. The relationship between thickness of pile and dynamic strain.

合(実線)のいずれもくいの断面積の大なるほど打撃ひずみが小さくなる傾向が認められる。しかし、これらはけっして直線関係にあるとはいえない。しかし、さらに測定深度範囲の全体すなわち深度3~7.75mの全区間に求められた打撃ひずみの平均値を求めてプロットすると、同図中に鎖線で示されているように打撃ひずみはくいの有効断面積 $\bar{A}$ とほぼ直線関係を示す。そこでこの場合の関係を実験式として導くと次式が得られる。

$$\varepsilon = (987 - 0.57\bar{A}) \times 10^{-6} \quad (8)$$

ただし(8)式はくいおよび打込み条件として少なくとも次の状態の下で適用されうことを注意なくては

ならない。すなわち、

- { くい: PC パイル外径350mm
- { 測定点: くい頭から50cmの箇所
- { ハンマ: ディーゼルハンマ22型

なお、参考として Fig. 5 は、各試験くいの貫入量が1~2mmの値を示したときの打撃ひずみをプロットしたもので、その平均値を結んでみるとここでは打撃ひずみが肉厚に対してほぼ直線関係になっている。

3・4 くいの外径が互いに相異なる場合の断面積と打撃ひずみとの関係

前節ではくいの外径が互いに相等しい場合について考察し、実験式として(8)式を導いた。本節はさらに、もしも外径が相異なる場合、これがいかなる影響を持ってくるかについて若干の考察を行なう。すなわち、ここでは外径300mm、肉厚7cmのPCパイルをディーゼルハンマ22型で、やはりFig. 1の地盤に打ち込んだときに求められたくい頭の打撃ひずみを取り、これを前節の350mmφのくいの打撃ひずみと比較考察しようとするものである。

測定結果によると、300mmφのくいの打撃ひずみの平均値 ε は、 $\varepsilon = 634.5 \times 10^{-6}$ となる、そして、このくいの有効断面積 $\bar{A}$ は526.1cm²である。この $\bar{A}$ を(8)式に代入して打撃ひずみを推定すると

$$\varepsilon = (987 - 0.57\bar{A}) \times 10^{-6} = 687 \times 10^{-6}$$

となり、実験値の 634.5×10^{-6} とは若干の差異がでてくる。その原因を探る手段としてくいの外径の相違による貫入性ならびにリバウンド量の相違を調べてみた。しかし、本打込み試験においては350mmφと300mmφの2種類のくいの間では、貫入量およびリバウンド量に顕著な差がなく、結局原因をとらえることができなかった。しかし、以上の考察の副産物としてく

Fig. 6. The relation between penetration depth and mean penetration.

い径が若干相違する場合でも、ディーゼルハンマ22型で打ち込む場合のくい頭ひずみ（頭面より50cmの個所の平均ひずみ）は(8)式でおおよその値を推測しうるものと考えられる。

3・5 外径が相等しく肉厚の異なるくいの貫入性

外径が相等しくても肉厚が異なればくいの重量にも若干の相違が出てくる。このことがくいの貫入性に及ぼす影響を調べる目的で、350mm ϕ のPCパイルの打込み記録からFig. 6のような区間貫入量～深度曲線を描いてみた。この図によると $t=6$ cmの最も軽いくいが他のくいに比べてやや貫入性がよいという傾向はあるが、逆に重量の最も大きい $t=8$ cmのくいが必ずしも貫入量が最小であるということにもなっていない。したがって結論としては、普通の肉厚をもつ外径の相等しいくいの貫入性は、たとえくい相互間に1～2cm程度の肉厚の相違があっても、明確な相違はないと考える。

4 打込み時におけるくい頭部の打撃ひずみ

分布とくい頭の補強範囲の考察

4・1 概説

打込み時においてくいの頭部での破損が特に多いということから、くい頭付近には特に大きな打撃ひずみが発生するものと思われる。くい頭部のひずみが特に大であれば、この部分における打撃エネルギーの損失に関する従来の安易な考え方に疑問がわいてくる。同時にくい頭部の補強方法にも再検討の余地が十分に生じてくるはずである。本章は以上のような観点に立脚して、打込み時におけるくい頭部のひずみ分布を調べ、かつ、くい頭部の補強範囲について考察しようとするものである。

研究の方法は、まずRC模型ぐいに対する打込み試験によって、くい頭ひずみの分布性状を調べ、その後その結果を実大PCパイルにおけるひずみ測定値と結びつけて、PCパイルのくい頭部の打撃ひずみ分布を求め、最後にPCパイルのくい頭部の補強範囲について若干の考察を行なっている。

4・2 RC模型ぐいを用いた打込み試験

4・2・1 試験方法 試験は建設省建築研究所構内で、ドロップハンマ type の小型くい打ち試験機を用いて

行なわれた。ハンマ重量は15, 63.5および250kgの3種で、落高は0.5, 1.0, 1.5および2mとした。試験ぐいは外径200mm、厚さ4.5cm、長さ1.1mのRC模型ぐいで、配筋はFig. 7に示されている。

試験に際しては、地盤面上に砂と砂利の混合土を敷き、これを前記のくい打ち試験機の250kgハンマで十分に締め固めた後、模型ぐいを先端が約10cmだけ造成地盤中に埋め込まれるように設置した。

打撃ひずみの測定方法は3・2に述べた方法とほぼ同様であるが、抵抗線ひずみゲージの貼付個所が次のように行なわれている。

Fig. 8. Relation between distance from top of pile and dynamic strain.

軸方向ひずみの測定位置：くい頭より10, 20, 35, 50および70cmの各点

くい周方向ひずみの測定位置：くい頭より10, 35および70cmの各点

4・2・2 くい頭部付近の軸方向ひずみ分布に関する試験結果とその考察

(1) 試験結果：Fig. 8は試験結果の一例で、ハンマ63.5kg、落高0.5, 1.0および1.5mとした場合を示したものである。模型ぐいに関する一連の試験結果はこれのように、いずれも軸方向打撃ひずみがくいの上部ほど著しく増大することを示している。

(2) 考察：試験結果よりくい頭の軸方向ひずみの分布傾向を求めるため、各測定点における測定値の平均値を求め、これを両対数方眼紙上にプロットすると、すべての試験結果はFig. 9のようにほぼ直線関係を示す。すなわち、くい頭付近の軸方向打撃ひずみ分布は広い意味での双曲線分布で、打撃ひずみを ϵ 、くい

Fig. 7. Reinforcement of RC model pile.

Fig. 9. Analysis on the distribution of dynamic strain of pile head.

頭面から距離を x とすると ε は、

$$\varepsilon = ax^{-b} \quad (9)$$

で表わされるものである。ここで a は一定の打撃エネルギーに対して与えられる定数であり、また b は Fig. 9 における各直線の傾斜を意味する定数で、これら各直線は互いに平行であるから、言い替えれば b はそのくいに作用する打撃エネルギーに無関係に与えられる定数といえることができる。

4・2・3 RC 模型ぐいのくい周方向打撃ひずみ

さきの 4・2・1 に述べたとおり、RC 模型ぐいの打込み試験には、くい周方向の打撃ひずみの測定が行なわれた。しかし、その試験結果ならびに考察については後節 4・4 において論ずることとし、本項ではこれに触

Fig. 10. Dynamic strain of two points on pile.

れないことにする。

4・3 実大 PC パイルにおける軸方向打撃ひずみ分布の考察

第 3 章で説明した実大 PC パイルの打込み試験において、試験ぐいのうちの 3 本については、くい頭より

30 および 50 cm の 2 箇所についてのひずみ測定が行なわれた。そして、そのうちの 1 本は測定が不成功に終わったが、残り 2 本のくいについては Fig. 10 のような試験結果を得ることができた。左側の図は 300 mmφ のくい、右側の図は 350 mmφ のくいについての結果である。測定値はかなりの範囲にばらついてはいるが、くい頭に近い箇所においてひずみが大きくなる傾向は明りょうに表われている。それぞれの試験ぐいについて、各測定箇所（すなわち 30 cm の点と 50 cm の点）の打撃ひずみの平均値を求め、それを (9) 式に代入すれば定数 a 、 b が定まりおのおののくいの頭部ひずみの分布曲線式を求めることができる。すなわち、

Fig. 11. Distribution of dynamic strain of pile head.

外径 300 mm $t=7$ cm (ディーゼルハンマ 22 型) の場合

$$\varepsilon = 9.02 \times 10^4 x^{-0.0897} \quad (10)$$

外径 350 mm $t=8$ cm (ディーゼルハンマ 22 型) の場合

$$\varepsilon = 10.92 \times 10^4 x^{-0.152} \quad (11)$$

となる。(10)、(11) 式をグラフに示すと Fig. 11 のようになる。

4・4 打込み時におけるくい頭の軸方向ひずみとくい周方向ひずみとの関係

4・4・1 概説 打込みの際にくいはしばしば縦われを生じて破損する。これは明らかにくい周方向に過大ないわゆる *hoop tension* ひずみが発生するためと考えられる。本節は RC 模型ぐいならびに PC パイルに対するひずみ測定値から、くい軸方向とくい周方向の打撃ひずみの関係を考察しようとするものである。なお、前節までは軸方向打撃ひずみを ε で表わしたが、本節よりこれを ε_v で表わし、またくい周方向ひずみを ε_H で表わすことにする。

4・4・2 RC 模型ぐいにおける試験結果とその考察 RC 模型ぐいについては、4・2・1 に述べたようにそのくい打ち試験の際に、くい頭面より 10、35 および 70 cm の箇所のくい周方向ひずみ ε_H を軸方向ひずみ

Fig. 12. Relationship between $\varepsilon_H/\varepsilon_V$ and distance from top of pile.

ε_V の測定とあわせ行なった。そしてその測定値から $\varepsilon_H/\varepsilon_V$ を求め、これとくい頭面からの距離との関係を図示すると、たとえばFig. 12のようになる。この図において 10cm の位置ではかなり大きなばらつきが見られるが、35、70cm ではほとんど一定値に集まっている。これらの結果から $\varepsilon_H/\varepsilon_V$ は $(\varepsilon_H/\varepsilon_V) \approx 0.2$ と考えることができる。

4・4・3 実大 PCパイルにおける試験結果と考察

Fig. 13. Soil profile of ground.

Fig. 14. Relation between ε_V and ε_H on PC pile.

(1) 試験方法：実大 PC パイルに関する試験は 350mm ϕ 肉厚 6、6.5、7 cm の試験ぐい 10 数本について、くい頭より 50cm の位置における軸方向ひずみとくい周方向ひずみの測定が行なわれた。測定が成功したのはこのうちの 11 本である。打ち込まれた地盤状況は Fig. 13 のとおりで、さきの Fig. 1 と同様かなりかたい砂れき層を構成している。くい長は 11m であるが打込み深さは 5.5~6.0 m である。

(2) 試験結果と考察：Fig. 14 はくい周方向ひずみ ε_H を横軸に、軸方向ひずみ ε_V を縦軸にとつて、各打撃ごとに同時に求められた ε_H と ε_V をプロットしたものである。これらの結果から ε_H および ε_V の平均値を求め、その値を図上にプロットして原点と結ぶ

と図の点線のようになる。これから ϵ_H/ϵ_V を推定すると $(\epsilon_H/\epsilon_V)=0.24$ となる。

4・5 打撃に対するくい頭の補強範囲の考察

4・5・1 概 説 以上前節までの考察によって、くい頭部のひずみ分布状況がかなり明確にされた。そこで本節ではこれらの結果に基づき、打撃に対するくい頭の補強範囲を検討し、本章のまとめとしたい。しかしながら、これに関しては以上に以上の考察結果がかなりの真実性を有するとしても、これだけではまだ多くの基礎的資料が不足するのである。たとえば偏打作用に関する種々の実態、頭部ら旋筋や補強バンドの測定値への介入、破壊時におけるひずみ値の真の値等がわかっていない。したがって、本節の考察にはこれらのうち、ある程度仮定できるものは仮定し、それすらも不可能なものは一応これを無視して考察を進めるより仕方がない。以下の考察は以上のような方針のもとに試みられたものであることをお断わりしなければならない。

4・5・2 考 察

(1) 破壊ひずみの仮定：まず最初にコンクリートの圧縮破壊ひずみ ϵ_{cu} と引張破壊ひずみ ϵ_{tu} を仮定しなければならない。本考察では、 $\epsilon_{cu}=2500 \times 10^{-6}$ 、 $\epsilon_{tu}=125 \times 10^{-6}$ とする。

(2) 軸方向打撃ひずみに基づく破壊の考察

(a) ディーゼルハンマ 22型を用いた場合における PC パイルのくい頭より 50cm の個所の軸方向打撃ひずみ ϵ_{V-50} は、当試験結果によると、

$$\epsilon_{V-50}=(600 \sim 700) \times 10^{-6}=650 \times 10^{-6}$$

である。そしてさらに 50cm 個所におけるこの程度の発生ひずみに対し、くい頭面のすぐ近傍のひずみ ϵ_{V-0} は、Fig. 11 から推定されるように $\epsilon_{V-0}=(1000 \sim 1100) \times 10^{-6} \ll \epsilon_{cu}$ となる。したがって、打撃力がくい頭面に均等に作用し、くい断面に均等なひずみが発生する場合はくい頭部は圧縮破壊を起こさない。

(b) 通常のくい打ちでは偏打によって、しばしば平均ひずみの約 2 倍くらいの打撃ひずみを生ずる。この場合の ϵ_{V-0} は $\epsilon_{V-0}=(2000 \sim 2200) \times 10^{-6}$ となり ϵ_{cu} にきわめて近い値となる。したがって、くいが著しい偏打を受ける場合はくい頭面の近傍で圧縮破壊を起こす可能性がかなり出てくる。

(3) 引張ひずみすなわち hoop tension ひずみによる破壊の考察

(a) 本研究の実験結果より $(\epsilon_V/\epsilon_H)=4 \sim 5$ である。かりに $(\epsilon_V/\epsilon_H)=5$ とした場合、 $\epsilon_{tu}=125 \times 10^{-6}$ が生ずるような打撃力が作用した場合に相当する圧縮ひずみ ϵ_V を逆算すれば、 $\epsilon_V=5 \times 125 \times 10^{-6}=725 \times 10^{-6}$

となる。

この大きさの圧縮ひずみは Fig. 11 より、打撃力がくい頭面に比較的均等に作用した場合において、くい頭面より 10～15cm の位置に発生することが推定される。

(b) もしも偏打が作用すれば、この位置は著しく下方に移動する。

(c) くいはその頭部が特に密なピッチで旋筋による補強が行なわれているのが普通で、また、補強バンドで補強されているものも多い。くい周方向ひずみはこれらの拘束を受けて、たとえそれが引張破壊ひずみに達したとしても外見上の破壊を生じないこともありえよう。

(d) しかし、以上の考察からくい頭の補強のため、バンドを用いることは有効な処置であり、そしてその補強バンドの幅は現状でよく行なわれている 10cm 内外では小さすぎることは明らかであり、少なくとも 20～30cm を必要とするように思われる。

ら旋筋のピッチを密にする補強範囲をここで簡単に決めることは非常にむずかしい。たとえば、かりにくい頭面付近で圧縮破壊が生ずるような偏打が作用したと仮定し、Fig. 11 を利用してくい頭より 60cm の点のくい周方向ひずみ ϵ_{H-60} を推定してみると、

$$\epsilon_{H-60}=\frac{\epsilon_{V-60}}{5}=\frac{(1200 \sim 1500) \times 10^{-6}}{5} \\ = (240 \sim 300) \times 10^{-6} \gg \epsilon_{tu}$$

となって、この部分ですら完全に縦われを生ずることになる。ら旋筋による補強範囲を以上の考察だけで断定を下すことはできないが、そしてまたピッチとか、ら旋筋の径等の問題もあり、これを一応今後の課題としてもら旋筋ピッチを密に補強する範囲は最低 1 m は必要であるように思われる。

5 結 び

以上打込み時におけるくいの打撃ひずみについて各種の考察を行なった。すなわち、第 2 章および第 3 章では打撃ひずみの推定式を提案し、また、第 3 章では打撃に対してくいの断面積は大であることの有利性を明かにした。第 4 章ではくい頭の打撃ひずみ分布を解析し、その結果それが(9)、(10)、(11)式のような分布式で表わされることを示し、さらにくい周方向ひずみとの関係を取り入れてくい頭の補強範囲についての考察を下した。

今後以上の研究結果を基礎にして、くいの打込み時の挙動についていっそうの研究を進めたいと考える次第である。