PC パイルの打込み実験*

岡 田 清** 小 野 紘 一***

Experimental Studies on Concrete Pile Driving

by

Kiyoshi OKADA and Koichi ONO

(Faculty of Engineering, Kyoto University, Kyoto)

Recently, concrete piles are driven almost always by blow. This method of driving simplifies the process of construction but sometimes it will have destructive effect on the piles. It is necessary to investigate the process to find out the factors for the destruction of the piles and improve that method.

In this study, RC piles ($\phi 350\text{mm} \times 13\text{m}$) and PC piles ($\phi 350\text{mm} \times 13\text{m} + \phi 350\text{mm} \times 7\text{m}$), both centrifugally spun, were used as test piles, and drop hummers (1t, 2t and 3t) and diesel hummers (Delmag-12 and Delmag-22) used.

The ground into which the piles were driven has layers of sand (N-value=15~20) at the depth of 6~7m, gravel (N-value=30~50) at the depth of 12~13m and silt and sand (N-value=20~35) deeper below.

The impact strains at the head, center and foot of the piles were measured by means of wire strain gauges, and the effects of cushion materials, eccentric blow and the characteristics of ground on the pile stress have also been investigated. Comparative studies were made of some of the theoretical equations for the impact stresses with their experimental results.

Principal conclusions obtained are as follows.

- (1) Rebound of a pile increases as the ground becomes harder.
- (2) Set per blow decreases as the ground becomes harder and the depth of the set is greater by drop hummers than by diesel hummers.
- (3) Delmag-12 cannot drive a pile into the ground which is more than N-value=50.
- (4) The impact stresses caused by pile-driving ordinarily reach their maximum at the head of the pile and their minimum at the foot of the pile.
- (5) The impact stress at the foot of the pile increases as N-value of the ground increases. But the impact stress at the head of the pile is not so related with N-value.
- (6) The impact stress at the head of the piles by drop hummers is greater than that by diesel hummers. The former sometimes exceeds the impact strength of RC pile concrete.
- (7) The maximum impact stress caused by eccentric blows of both drop hummers and Delmag-22 sometimes exceeds the impact strength of the pile concrete. The tensile stress and bending moment due to the eccentric blows sometimes cause cracks in the pile. In these respects, the PC pile is superior to the RC pile, and the diesel hammer is superior to the drop hammer. It is very important to drive a pile as normally as possible and it is necessary to set a proper cushion at the head of the pile.
- (8) The impact stress caused by pile-driving should be analyzed by the wave equation rather than by the energy equation.

Further studies are needed of the following problems.

- (1) The impact strength of concrete.
- (2) The correlation of the compressive strength by the normal test piece and that by the test piece made by the centrifugal force.
- (3) Estimation of the impact stress in a pile caused by driving.
- (4) Fundamental studies on pile-driving analysis by means of the electric computer.

(Received May 16, 1967)

* 原稿受理 昭和42年5月16日

** 正 会 員 京都大学工学部 京都市左京区吉田本町

*** 京都大学工学部 京都市左京区吉田本町

1 緒 言

今日では、既製鉄筋コンクリートぐいの打込み工法の大半は打撃によるもので、この方法には施工の簡易さと作業能率の優秀性という長所がある。しかしながらこの方法は、しばしばぐい体を破損させる欠点があり、施工管理の面で難点がある。そこで打撃によるぐい体損傷の原因を明らかにして工法の改良を行なうとともに、これらの成果を生かして施工の基準化を図り、同工法の施工信頼度を高める必要がある。

本実験はハンマ重量の異なるドロップハンマおよびジーゼルハンマを用いてぐいを打ち込み、打込み時に生ずる打撃応力を測定することによって打撃エネルギーの適正範囲をきわめ、ぐい頭保護を目的とするクッションの効果、ぐい打ち時に生ずる偏打、打込み地盤のぐい体に及ぼす影響などを明らかにせんとしたものである。また、得られた実験結果を考慮して今日まで発表されたいぐい打ち時の打撃応力推定式の適合性を検討した。

2 実験方法

2・1 供試体の製作

本実験に使用したコンクリートぐいは、わが国の代表的ぐいメーカーの共同提供に依存したため、使用材料やコンクリートの配合、ぐいの製造方法などに、各社によって、わずかの相違があったが、本実験の性質上、すべて同一のものとみなしてきしつかえないと思われる。コンクリートの代表的な示方配合は、Table I に示すようであった。後述するようにボーリングによる土質調査の結果を考慮して、遠心力締固めによって造られた RC んいは長さ13mの単ぐいと、PC

いは下ぐい13m、上ぐい7mの2本継ぐいとしたり、また、ぐい先端の型としては、開口型と閉塞型の2種があり、これらを併用した。供試体の寸法、型式および本数を Table II に示す。また、ぐいと同一配合のコンクリートの標準供試体を同時に作成し、圧縮強度測定用とした。

2・2 ぐいの打込み地盤の土質調査

ぐいの打込み場所は大阪市東淀川下新庄町内の神崎川河川敷で行なった。本地点のボーリングによる土質調査の結果は Fig. 1 のようであった。この結果からわかるように、深度6～7m付近に N 値15～20の砂層があり、12～13m付近に N 値30～50程度の硬砂れき

Fig. 1. Soil figure.

Table I. Specified mix proportion of pile concretes.

Kind of pile	Max. size of coarse aggregate (mm)	Slump (cm)	Weight of water per unit volume of concrete W (kg)	Weight of cement per unit volume of concrete C (kg)	Water-cement ratio W/C (%)	Absolute fine aggregate percentage s/a (%)	Weight of fine aggregate per unit volume of concrete S (kg)	Weight of coarse aggregate per unit volume of concrete G (kg)
RC	25	5-7	160	410	39	37.0	685	1165
PC	25	5-7	174	470	37	39.2	696	1079

Table II. Description of test piles.

Kind of pile	Length (m)	Outer diameter (mm)	Thickness (mm)	Reinforcement	Effective prestress (kg/cm ²)	Shape of pile tip	Number of test piles
RC	13	350	60	$\phi 13\text{mm} \times 11$	—	Open	3
						Closed	8
PC	7+13	350	60	$\phi 7\text{mm} \times 12$	52.7	Open	3
						Closed	5

層が存在し、その下部は N 値 20~35 程度の砂層およびシルト層となっている。この土質調査結果をくい打ちの実験地盤として採用することとする。

2・3 くいの打込み

くいの打込みは本体には D-07 H 型万能掘削機を使用し、ハンマとしては、ドロップハンマは 1, 2 および 3t, ジーゼルハンマとしては、デルマック 12 (D-12) および 22 (D-22) を使用した。ドロップハンマの落高は通常 2 m とし、ひずみ測定時は 2 および 3 m とした。クッション材としては通常は松板の合板 ($\phi 350 \text{ mm} \times 5.5 \text{ mm}$) を 2~3 枚使用し、クッション試験時はゴムを主体とした試験用クッションも使用した。なお、斜ぐいは 10° の傾斜で打込み、偏打は 3° の斜ぐいに対してハンマを鉛直に落下させた。

2・4 測定

動ひずみの測定はビシグラフを使用し、名深度、各落高についてそれぞれ 2 回行ない、その平均値をもって測定値とした。ゲージの取り付け位置は Fig. 2 に

Fig. 2. Location of gauges.

示すように、単ぐいでは最高 3 断面、2 本継ぐいでは最高 4 断面とし、各断面につき周長 4 等分の 4 個所とした。動ひずみ測定時にくいの貫入量およびリバウンド量を測定し、通常ドロップハンマでは 2 回、ジーゼルハンマでは 10 回の値の平均値をもって測定値とした。このとき同時にハンマの落高も測定した。なお、くいの打込みに要する打撃回数および所要時間も測定した。

3 実験結果およびその考察

3・1 使用コンクリートの圧縮強度

ぐいと同一配合のコンクリートの圧縮強度は Table III のようになった。コンクリートの衝撃強度については充分な資料がないため打込み中のくいのコンクリート衝撃強度を求めることは現状では困難である。オーストラリアでは、コンクリートの衝撃強度は $30\phi 15 \text{ cm}$ の円柱供試体の 75% 程度と考えてよいとしている¹⁾。したがって、本実験ではオーストラリアの規準に従って、コンクリートの衝撃強度は RC ぐいで 360

Table III. Compressive strength of concretes (kg/cm^2).

Type	No. 1	No. 2	No. 3	Average	Impact strength*
R C	475	499	485	486	364
P C	636	651	600	629	445

* Calculated values by the Australian standards

kg/cm^2 , PC ぐいで 450 kg/cm^2 程度と考えることにする。なお、解析に用いたぐいコンクリートの弾性係数は RC ぐいに対し、 $3.5 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$, PC ぐいに対し $4.0 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ とした。

3・2 リバウンド量と打込み地盤との関係

くいの 1 打撃あたりのリバウンド量と、そのときにぐい先端が貫入しつつある地盤の N 値との関係を打込みハンマ別に求めてみると Fig. 3 のようになった。

Fig. 3. Relationship between rebound and N-value.

この図からわかるように、 N 値が増加するとともにリバウンド量も増加し、その増加の割合は N 値が小さいほど大きいようである。また、 N 値が比較的小さいときは打込みハンマによるリバウンド量には差が少ないが、 N 値が大きくなると、3t・ドロップハンマや D-22 のほうが 2t・ドロップハンマや D-12 で打ち込むときよりもリバウンド量はやや多い。なお $\log N = 1.6$ ($N = 40$) 付近のばらつきは深度 12 m 付近における N 値の変化が激しいためであると考えられる。

3・3 貫入量と打込み地盤との関係

1 打撃あたりのくいの貫入量とそのときにぐい先端が貫入しつつある地盤の N 値との関係を打込みハンマ別に求めてみると Fig. 4 のようになった。これによると、 N 値が増加するとともに貫入量は明らかに減少する。貫入量の大きさは N 値が小さいときは打込みハンマによる差は大きく、 N 値が大きくなるとその差は小さくなる。貫入量の大きさをハンマ別にみると、3t・ドロップハンマ、D-22, 2t・ドロップハンマ、D-12 の順に小さくなる。また、Fig. 4 においてわかるように、同一の N 値に対するくいの貫入量はドロップハ

Fig. 4. Relationship between set per blow and N-value.

ンマを使うとばらつきがちであるが、ジーゼルハンマを使うとばらつきがほとんどない。そこでジーゼルハンマを使った場合の貫入量 S (mm) と N 値との関係を、次の実験式を仮定して数式表現を行なった。

$$S = ca^{\log N} \quad (1)$$

ここで c , a は実験値より求まる定数であって $c > 0$, $0 < a < 1$ である。

D-12 を使用した場合

$$S = 43 \times (0.21)^{\log N} \quad (2)$$

D-22 を使用した場合

$$S = 100 \times (0.21)^{\log N} \quad (3)$$

となった。この結果より、実験的には D-12 と D-22 の a の値は同じになった。したがって、D-12 を使用した場合の 1 打撃あたりのくい貫入量は、D-22 を使用した場合の 40~45% 程度であり、この値は地盤の N 値に無関係である。

3・4 リバウンド量と打撃応力

リバウンド量と打撃応力の関係を使用した打込みハンマ別に求めた結果、Fig. 5 および 6 のようになった。これらの図からわかるように、リバウンド量が増加するとともにくい内に生ずる打撃応力は、くい頭では変化が少ないが、くい先端では比較的大きく増加している。

Fig. 5. Relationship between rebound and impact stress.

Fig. 6. Relationship between rebound and impact stress.

Fig. 7. Relationship between set per blow and impact stress.

3・5 貫入量と打撃応力

Fig. 7 は、使用ハンマ別に 1 打撃あたりのくい貫入量とくい頭およびくい先端の打撃応力との関係を求めたものである。この図からわかるように、くい頭に生ずる打撃応力はくい貫入量とあまり関係がないようであるが、くい先端に生ずる打撃応力は貫入量の増加とともに減少することがわかる。これは前述したように、貫入量が多いということはくい先端が貫入しつつある地盤が軟弱であり、そのためくい先端抵抗が小さくなり、また貫入量が多いため、摩擦によって失われるエネルギーが大きくなり、くい頭における応力には変化が少ないが、くい先端における応力は減少するからであろう。

3・6 地盤と打撃応力

Fig. 8 はくい頭およびくい先端に生ずる打撃応力と N 値との関係を求めたものである。この図によると N 値によるくい頭応力の変化は小さいが、くい先端の応力は N 値の増加とともに増加している。前述したように、リバウンド量の増加と N 値の増加が相伴うことと、くい先端の応力の増加とリバウンド量の増加が相伴うことを考え合わせれば、くい先端の応力の増加が N 値の増加に関係することがわかる。

3・7 打込みハンマと打撃応力

Fig. 8. Relationship between impact stress and N-value.

Table IV は各断面に生じた平均的打撃応力を打込みハンマ別求めたものである。また、Table V は D-12 を基準としたときの各ハンマによって生ずるくい頭応力の割合である。これらからわかるように打撃応力はくい頭で最大であり、その大きさは、3t・ドロップハンマを使って落高3mとすると300kg/cm²以

上となり、400kg/cm²を越える場合も生ずる。2mの落高では250~350kg/m²となっている。2t・ドロップハンマを使って落高3mとすると250~300kg/cm²となっており、2m落高では150~250kg/cm²となっている。D-22を使用した場合は深度12m程度までは130~250kg/cm²であるが、19mまで打ち込む間には350kg/cm²程度になることがある。D-12を使用した場合は100~150kg/cm²の低応力に収まるようである。D-12を規準として、各ハンマによって生ずる応力の平均的割合を比べてみると、D-22は約1.4倍、2t・ドロップハンマの落高2mで約1.6倍、3m落高で1.9倍、3t・ドロップハンマの2m落高で約2.0倍、3m落高とすると2.5倍にも達している。したがって、打撃応力の面で考えると、ドロップハンマよりもジャゼルハンマでくい打ちを行なうほうが有利である。なお、Table V からわかるように、くい頭応力はほぼハンマの落高の平方根に比例するが、ハンマ重量の平方根とは比例関係にないようである。

3・8 偏打の打撃応力に及ぼす影響

3・7で述べた打撃応力の値は断面の平均値であって、

Table IV. Impact stresses (kg/cm²).

Depth of the foot of pile (m)			2	6		9		12		12*	15		19		
Height of hummer (m)			2	2	3	2	3	2	3	2	3	2	3	2	3
Drop hammer (2t)	Lower pile	At head	144	190	235	224	251	256	300						
		At center	133	110	186	142	178	—	—						
		At foot													
Drop hammer (3t)	Upper pile	At head								254	309	337	440	324	387
		At foot								176	242	238	316	176	240
	lower pile	At head	216	290	354	248	325	338	411	169	219	205	272	285	369
		At center	94	172	203	132	159	139	165						
		At foot	67	106	118	39	42	123	129	159	191	176	—	—	—
Height of hummer (m)			1	4	1.6		1.5		1.7						
Delmag 12	Upper pile lower pile	At head													
		At foot													
		At head	103	143	129	158									
		At center	83	123	122	137									
		At foot	37	55	15	112									
Height of hummer (m)			1.2	1.5		1.2		1.8		1.8		2.0		2.1	
Delmag 22	Upper pile lower pile	At head								247		317		308	
		At foot								200		302		314	
		At head	114	190	138	246		227		313		347			
		At center													
		At foot	56	82	13	143		162		129		186			

* After connecting the lower pile with upper one by welding

Table V. Comparison of impact stresses at the head of piles caused by the hummers.

Hummer	H(m)	Depth of the foot of pile (m)			Averages
		6	9	12	
Delmag-12	1.6	1.00	1.00	1.00	1.00
Delmag-22	1.5	1.33	1.17	1.55	1.35
Drop hummer (2t)	2.0	1.33	1.73	1.62	1.56
	3.0	1.64 (1.23)	2.06 (1.19)	1.90 (1.17)	1.87 (1.20)
Drop hummer (3t)	2.0	2.03	1.92	2.14	2.03
	3.0	2.50 (1.23)	2.52 (1.31)	2.60 (1.22)	2.54 (1.25)

Values in parentheses are the ratio of impact stress ($H=3\text{m}$) to that ($H=2\text{m}$)

この値はくいがまったく偏心せずに打ち込まれた場合の値に相当する。しかしながら、施工上の点からして、偏打なしにくいを打ち込むことは不可能に近いと考えられる。偏打によって断面に生ずる打撃応力は不均一となるが、いま、一断面四つの測定値より理論的に求めた断面応力の最大ものを推定最大応力とし、これを Table VI および Fig. 9 に示す。Fig. 9 からわかるように、3 t・ドロップハンマ以外のハンマで打ち込む場合は、平均応力ではその最大応力がくいのコンクリートの衝撃強度を越すことはないが、Table VI に示したように、2 t・ドロップハンマで RC くいを打ち込む場合には、偏打による最大打撃応力がくいのコンクリートの衝撃強度を越す場合が生じており、D-22 を使用した場合にも、継ぐいではこの傾向が生じている。また、偏打によってくいに引張応力が生じ、その

Fig. 9. Maximum impact stress at head of pile.

大きさが 100 kg/cm^2 近くになることも測定された。コンクリートの引張強度は約 50 kg/cm^2 、有効プレストレス量は 53 kg/cm^2 であるので PC くいでは引張応力によってひびわれが生じることはほとんどないが、RC くいではひびわれが生じたと推測される。

3・9 くい打ち時に生ずる曲げモーメント

Fig. 10 は、くい打ち込み時の偏打によって生じた曲げモーメントである。正常打の場合には、3 t・ドロップハンマ以外のハンマを使用すると、曲げモーメントは、常に設計ひびわれ発生モーメント ($3.6 \text{ t} \cdot \text{m}$) 以下に収まるようである。3°の偏打を行なった場合には、D-12 を使用しても、くいに生ずる曲げモーメントの値は、常に設計ひびわれ発生モーメントを越え、

Table VI. Maximum impact stresses (kg/cm^2).

Depth of the foot of pile (m)		2	6	9	12	12	15	16	18	19
Delmag-12		150 (120)	208 (198)	209 (188)	236 (216)	216	—	—	—	—
Delmag-22		189 (144)	312 (235)	259 (171)	386 (317)	383	402	392	421	421
Drop hummer (2t)	H=2m	185 (159)	369 (233)	304 (273)	428 (292)	—	—	—	—	—
	H=3m	—	400 (278)	328 (290)	465 (345)					
Drop hummer (3t)	H=2m	324 (285)	352 (330)	330 (312)	565 (463)	316	361	—	—	391
	H=3m	—	448 (394)	410 (391)	697 (568)	441	496	—	—	541

Values in parentheses are averages

Fig. 10. Bending moment at head of pile.

そのため、くいには曲げによるひびわれがはいったと考えられる。しかし、本実験では、くいに生じた曲げモーメントの値が破壊モーメント (8.1t・m) の値ほどにはなっておらず、したがって、くいが偏打によって曲げ破壊を起こすことは少ないと考えられる。

3・10 クッションの効果

くいを打ち込むときにくい頭に適当なクッションを用いると、ハンマがクッションを通してくいに接触する持続時間が長くなり、その結果、ハンマからくいに与えられるエネルギーの授受時間が長くなって応力の緩和を行ない、くい頭の保護ができると考えられる。本実験では、ゴムを主体とした数種のクッションの試験を行なったが、松板クッションに比べて、応力緩和、耐久性、コストの点で特にすぐれたものはなかった。しかしながら、クッションを使用すると、貫入量は減少するが、偏打が少なくなることが認められた。

3・11 応力の伝ば

くい先端の応力とくい頭の応力の比を百分率で表わして、これを応力伝達率 $\alpha(\%)$ と呼び、これと N 値との関係を求めたものが Fig. 11 である。この図から明らかなように N 値が減少するにつれて α も減少し

Fig. 11. Impact stress at foot of pile / Impact stress at head of pile - N -value.

ている。これは N 値が小さくなると、貫入量が多くなり、周面の摩擦によって失なわれるエネルギーが大となり、かつくい先端で反射してくる応力波が、圧縮よりもむしろ引張りとして反射してくるためであると考えられる。

4 くい打ち時の打撃応力の推定

かつては、くい打ちをあきらめたような堅く締まった中間層を打ち抜いて、さらに下方の硬質層にまでくいを打ち込むようになった現在においては、コンクリートぐいの材質が改良されてその強度が大きくなったとはいえ、くいの破壊に関してこれまで問題にならなかったくい打ち時の打撃応力が問題となり、くい打ち機の選択が重要となってきた。そのためにはくい打ち時に生ずる打撃応力の推定が必要である。打撃応力の推定には主として打撃エネルギーのつりあいに基づく方法と、波動方程式に基づく方法とがある。

4・1 打撃エネルギーのつりあいによる方法

この方法はハンマの放出した有効エネルギーとハンマの打撃力がその瞬間に行なう仕事の量と等しいという仮定に基づいている。くい頭応力 σ は、

$$\sigma = \sqrt{\frac{2eWH}{AL}} \quad (4)$$

ここで、 W : ハンマ重量 (kg)

H : ハンマの落高 (cm)

A : くいの断面積 (cm^2)

L : くいの長さ (cm)

E : くいの弾性係数 (kg/cm^2)

e : 打撃効率

いま、(4)式によって、RC 13m くいについて、ドロップハンマの 1, 2 および 3t を使って落高をそれぞれ 1, 2 および 3 m としたときの打撃応力を求めてみると Table VII のようになる。なお $e=0.6$ として

Table VII. Impact stresses calculated by the energy equation.

$\frac{H}{W}$	1	2	3
1	242	344(236)	421(280)
2	344	484(256)	598(300)
3	421	598(338)	726(411)

Values in parentheses are experimental values
unit: (kg/cm^2)

H : Hammer height (m) W : Hammer weight (t)

計算を行なった。これによると打撃エネルギーが 3 t・m 以上に対して推定打撃応力は 420kg/cm^2 以上の高応力となっており、実験値との差が非常に大きい。これはハンマによる打撃力が瞬間的にくい全体に一樣に働き、その大きさが等しいと仮定しているからであると考えられ、この仮定は実験結果と矛盾するからである。

4・2 波動方程式に基づく方法(その1)²⁾

$$\sigma = \frac{\sqrt{2eE_p\rho_p H}}{\left(1 + \frac{A_c}{A_H} \sqrt{\frac{E_c\rho_c}{E_H\rho_H}}\right) \left(1 + \frac{A_P}{A_c} \sqrt{\frac{E_P\rho_P}{E_c\rho_c}}\right)} \quad (5)$$

ここで、

A_H, A_c, A_P : ハンマ, クッション, くい断面面積
 E_H, E_c, E_P : " " " の弾性係数
 ρ_H, ρ_c, ρ_P : " " " の単位体積重量

(5)式において、打撃応力は、ハンマの落高の平方根に比例するが、ハンマの重量には無関係となっている。 σ がハンマの落高の平方根に比例することは本実験においても認められたが、ハンマ重量に関係しないということは実験とは大いに矛盾する。この点が(5)式の難点である。

4・3 波動方程式に基づく方法(その2)³⁾

$p^2 > n^2$ のとき、

$$\sigma = \frac{KV}{AP} \exp\left(-\frac{n}{\sqrt{p^2 - n^2}} \sin^{-1} \frac{\sqrt{p^2 - n^2}}{p}\right) \quad (6)$$

$p^2 < n^2$ のとき、

$$\sigma = \frac{KV}{AP} \exp\left(-\frac{n}{\sqrt{p^2 - n^2}} \sinh^{-1} \frac{\sqrt{p^2 - n^2}}{p}\right) \quad (7)$$

ここで、

$$n = \frac{K}{2A} \sqrt{\frac{g}{E\gamma}}, \quad p = \sqrt{\frac{Kg}{W}}, \quad K = \frac{A_c E_c}{t_c}$$

g : 重力の加速度

γ : クイの単位体積重量

W : ハンマ重量

t_c, A_c, E_c : クッションの厚さ, 断面面積, 弾性係数, 実験で用いた RC 単くいと同条件のくいについて, ドロップハンマを使用して打ち込んだ場合の推定打撃応

力を上式を使って求めた結果, Fig. 12 のようになった。なお, 松板クッションの厚さ t_c は 10~15cm とし, $E_c = 1600 \text{ kg/cm}^2$, $A_c = 960 \text{ cm}^2$, $\gamma = 0.0025 \text{ kg/m}^3$ とした。Fig. 12 で推定値は実験値より 20% 程度大きい。これは, 上式を求めるにあたって, くい体は中実均質であると仮定しているが, 実験に用いたくいは中空であり仮定に反するからである。つまり理論値は $A = 550 \text{ cm}^2$ (くい径 26.5 cm) の中詰め断面のくいと同じ値となっているため, 実際に用いたくいは条件が異なっている。この点に留意すれば上式は打撃応力の推定式として実際の適合度はかなり高いと考えられる。

5 結 び

打撃打込みによるくい打ち工事では, 使用くいは PC くいがあり, 普通地盤では, 打撃応力, 施工能率の点で, 使用ハンマはジーゼルハンマがよく, 中口径のくいでは D-22 が最も適当である。また施工管理の面では, くいはできるかぎり正常に打ち込むことがかんじんであり, そのためにも, くい頭には適当なクッションが必要である。打撃応力推定式としては, 現在までのところ, (6)および(7)式が最も適合度が高いと思われる。今後の研究課題としては, コンクリートの衝撃強度および打撃による疲労のための強度変化, 標準供試体と中空円筒供試体との強度相関関係, くい打撃応力の推定, 電子計算機を利用したくいの打撃応力解析などが考えられる。

なお, 本研究には建設省より建設技術研究補助金を交付され, また, コンクリートポールパイル協会より多大の援助を得た。ここに厚く感謝する。

(昭和42年5月28日 土木学会第22回年次学術講演会にて講演)

参 考 文 献

- 1) Recommended Practices for the Driving of Prestressed Concrete Piles, Cement and Concrete Association of Australia (May 1963).
- 2) コンクリートポールパイル協会, コンクリートパイルハンドブック (1966).
- 3) Hirsh, T.J., Highway Research Record, **147**, p. 24 (1966).
- 4) Fox, E.N., Engineering, p.263 (Sept. 2, 1932).

Fig. 12. Impact stress values calculated by the wave equation.