

一个以波动理论为基础计算单桩 承载力的计算机程序*

江礼茂

寇绍全

陆岳屏

(中国科学院力学研究所, 北京)

(北京科技大学)

(中国科学院力学研究所, 北京)

一、前言

自60年代初Smith^[1]的开创性工作以来,应力波理论已应用于桩基工程中多个领域^[2-4],获得了极大的成功。在确定单桩承载力时,常用Smith法、CASE法和CAPWAP法。实际应用证用,CAPWAP法是当前流行的确定单桩承载力的最好方法,它避开桩顶上部系统,以实测桩顶力和速度为已知条件,土性参数在计算中给出而不是人为假定,为计算结果的可靠性提供了保证。但是,CAPWAP要人为地、一次一次地进行土性参数调整,以便使计算所得速度或力-时间曲线与实测结果吻合,因而费时,应用不便,且受操作人员的经验、知识水平和判断能力的局限,使非专业人员难于掌握,更重要的是该程序属专利不公开,我国虽有引进,但不了解其实质,^[5,6-7]难于有任何变动。

本文应用特征线法解波动方程,对土性参数的修正提出了新的方法,发展了现有的CAPWAP法,建立了计算公式,编制了计算沿桩土阻力分布及单桩承载力的程序,给出了计算实例。

二、物理模型

(一)控制方程

工程中常用的桩,其长细比为 $10-10^2$ 量级,打桩过程中桩内应力一般不会超过桩身材料屈服极限。我们将桩周土阻力等效为在桩的横截面上的分布力,则可将桩抽象化为一维弹性杆,由动量守恒、弹性关系及变形协调条件可得打桩问题的控制方程

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial p}{\partial x} + \rho A \frac{\partial v}{\partial t} + \tau &= 0 \\ \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{1}{AE} \frac{\partial p}{\partial t} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

其中 ρ, E, A 为桩身材料密度、扬氏模量和横截面面积,当桩为非均质或不等截面时,它们是 x 的函数; p, v 为内力和质点速度; t, x 分别为时间及空间坐标; τ 为单位桩长的桩周土阻力; p 以压为正。

*本文为国家自然科学基金资助课题。

到稿日期: 1989年3月31日。

式(1)的初始条件和边界条件为

$$\left. \begin{aligned} v(x, 0) &= \varphi(x) \\ p(x, 0) &= EA \frac{\partial u(x, 0)}{\partial x} = \psi(x) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\left. \begin{aligned} v(0, t) &= \dot{U}(t) \\ p(l, t) &= p_b(t) \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

其中 $U(t)$ 为测点的位移。若初始时刻桩身完全静止且无残留应力, 则 $\varphi(x) = \psi(x) = 0$ 。以上方程中的 τ 和 p_b 反映了桩周及桩底土对桩的作用, 取决于土的力学性质。式(3)也可用桩顶实测力为边界条件, 其做法与下面的叙述类似。

(二) 土的力学性质

在对土的力学性质的研究中, 土力学家们提出了众多的本构模型^[8], 根据文献[8]提出的建立和选择力学模型的原则, 结合打桩问题研究的已有经验, 双线性模型(图1)可能是现有力学模型中既简单又能反映桩周土对桩作用的一种模型。该模型参数是 G_1 , G_2 和 γ 。在桩接近打入终了时, 桩周土受循环冲击载荷大多在数百次以上, 根据文献[9], G_1 趋近一常值而 G_2 趋近于零。粘性系数一般认为与静阻力有关。有鉴于此, 我们将 Smith 土阻力模型加以修正, 得到

$$\tau = \alpha_s \tau_s (1 \pm Jv) \quad (4)$$

$$p_b = \alpha_b \tau_{sb} (1 + J_b v) \quad (5)$$

其中

$$\tau_s = \begin{cases} (\tau_f/Q) \cdot u & (u < Q) \\ \tau_f & (u \geq Q) \end{cases}$$

$$\tau_{sb} = \begin{cases} (\tau_{fb}/Q_b) \cdot u & u < Q_b \\ \tau_{fb} & u \geq Q_b \end{cases}$$

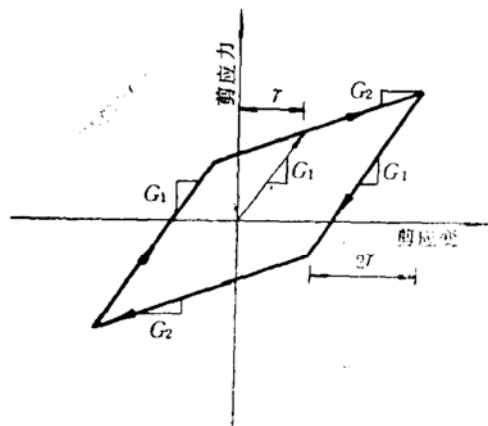


图1 双线性模型

当 $\tau_s < 0$ 时, J 前取负; α_s, α_b 在加载时为1, 卸载时小于或等于1。

在打桩过程中, 桩底土受扰动没有桩周严重, 受载方式与桩周也不同, 原则上桩底土的力学模型也应与桩周不同。然而, 因缺乏这方面的经验, 所以桩底土力学模型仍与桩周土保持形式上的一致, 但 Q_b, J_b 与 Q, J 数值不同, 且 p_b 不能小于零。

三、数值模拟

(一) 特征关系

当用桩顶速度(或力)的实测值为边界条件计算桩周土阻力时, 用特征线法解波动方程具有明显的优越性, 这样能明确地得到桩顶力的依赖区, 从而便于修正土性参数。

取桩长 l , 材料密度 ρ 和桩身纵波波速 C 为主定参量, 将方程及其定解条件无量纲化后可得到如下特征关系及相应的定解条件

$$\left. \begin{aligned} \frac{d\bar{p}}{d\bar{t}} + \bar{A} \frac{d\bar{v}}{d\bar{t}} + \bar{\tau} &= 0, \text{沿} \frac{d\bar{x}}{d\bar{t}} = 1 \\ \frac{d\bar{p}}{d\bar{t}} - \bar{A} \frac{d\bar{v}}{d\bar{t}} - \bar{\tau} &= 0, \text{沿} \frac{d\bar{x}}{d\bar{t}} = -1 \\ \bar{v}(\bar{x}, 0) &= \bar{\varphi}(\bar{x}) \\ \bar{p}(\bar{x}, 0) &= \bar{\psi}(\bar{x}) \\ \bar{v}(0, \bar{t}) &= \dot{\bar{U}}(\bar{t}) \\ \bar{p}(1, \bar{t}) &= \bar{p}_b \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

在物理平面内(图2), 将一组 τ_f, J, Q 代入式(4), 沿特征线积分式(6)则有

$$\left. \begin{aligned} \bar{p}(i, j) - \bar{p}(i, j-1) + \bar{A}(i, j) \bar{v}(i, j) - \bar{A}(i, j-1) \bar{v}(i, j-1) \\ + \frac{\bar{\tau}(i, j) + \bar{\tau}(i, j-1)}{2} \Delta \bar{t} &= 0 \\ \bar{p}(i, j) - \bar{p}(i-1, j) - \bar{A}(i, j) \bar{v}(i, j) + \bar{A}(i-1, j) \bar{v}(i-1, j) \\ - \frac{\bar{\tau}(i, j) + \bar{\tau}(i-1, j)}{2} \Delta \bar{t} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

同时, 在波头 oA 上物理量的计算应考虑初始条件, 在 oC 上要补充边界条件, 在 AB 上, 力、位移和速度的关系由式(5)给出。由此可得到某一时刻的桩顶力。如果计算所得桩顶力与相应的实测值有差别, 则修正这组参数, 直到计算曲线与实测曲线的误差达到既定要求为止。通过 $0-2l/C$ 时域内计算曲线与实测曲线的拟合, 即求得沿桩土阻力分布, 由

$$R_t = \int_0^l \tau_f(x) dx + \tau_{fb} \quad (8)$$

求得桩的承载力。在 $2l/C$ 时刻后的计算中，土性参数不再变化。

(二) 土性参数的修正方法

土性参数的修正是计算中最困难的问题。这包括两个方面：一是如何确定桩顶力计算曲线与实测曲线误差；二是如何修正土性参数才能消除这些误差。国内外目前仍停留在经验的判断和随机的、多次试凑的水平上，应用不便。与现有方法不同，本文采取按时间顺序逐点拟合计算曲线和实测曲线，按空间位置逐层确定土性参数。桩顶曲线任一点 D (图2)，桩顶力的计算值 $\bar{p}_c(t_D)$ 完全由区域 oED 确定。同时，前面的计算结果认为 oFG 区域中的计算值

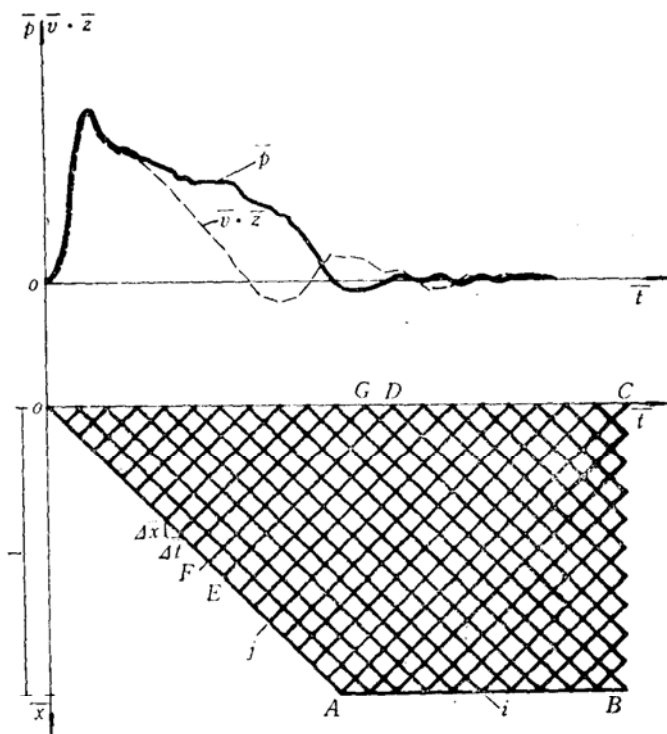


图2 特征线物理平面

是正确的。因此，如果对应于 D 点的力的计算值与实测值的差值 $\Delta \bar{p}(\bar{t}_D) \neq 0$ ，其根源只可能是 EF 对应桩段的土性参数不准确，从而建立了桩顶力与土性参数误差的传递关系^[10]，土性参数的调整过程变得非常简单了，可以完全由计算机自动完成，具体作法是

1. 给定一组 Q, J 值，在 $0-2l/C$ 时域内修正 τ_f ，拟合桩顶计算曲线和实测曲线；
2. 根据 $2l/C$ 时刻后计算曲线和实测曲线的对比情况，调整 Q 和 J ，重复上述计算。一般情况下，当 $\Delta \bar{p}|_{2l/C < \bar{t} < 2+0.5\bar{t}} = \bar{p}_c - \bar{p}_m > 0$ 时， Q 值过大而 J 值偏小，反之 $\Delta \bar{p} < 0$ 时，则 Q 值偏小而 J 值过大(图3)。

四、计 算 实 例

根据上述理论，我们编制了计算程序，对实测曲线进行了分析计算。

实测曲线分别为某港口工程桩和某饭店工程试桩，它们均为打入式钢管桩，其中280*为

复打桩。实测数据由打桩分析仪量测,输出数字后以手工输入计算机存盘保存。

由于没有得到常规土工试验资料,如采用经验判断和人为修正的方法来计算将是很困难

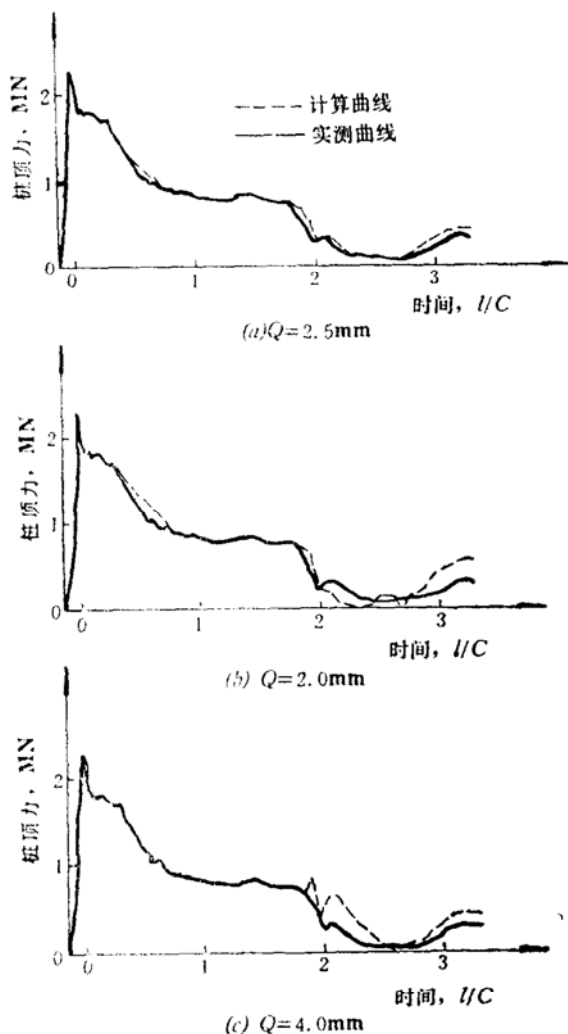


图3 147*桩不同Q值桩顶曲线对比结果

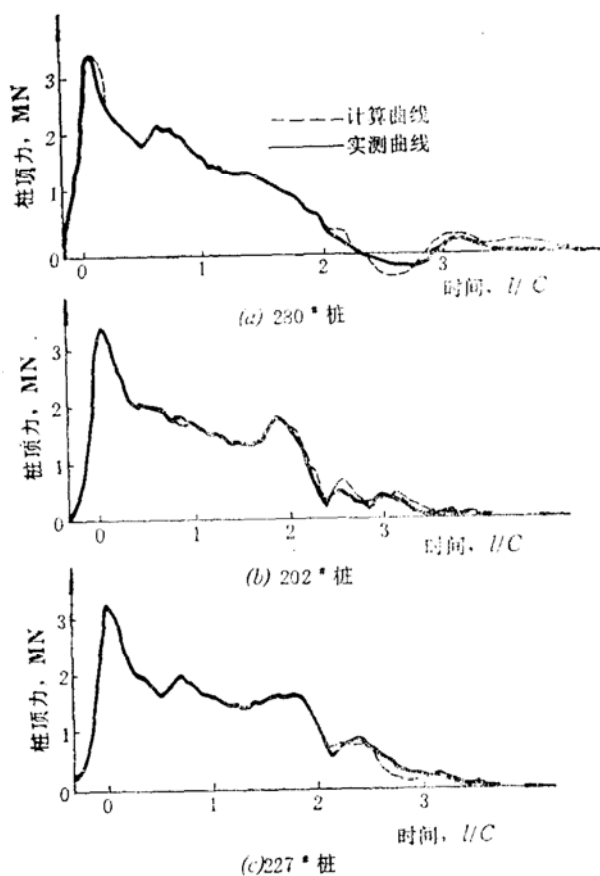


图4 280*,202*,227*桩顶力曲线对比结果

表1

土性参数及承载力计算结果对比

桩号	桩长 桩尖埋深		CASE法		CAPW APC			本文结果			备 注
	(m)	(m)	阻尼系数 J_c	承载力 R_s (kN)	阻尼系数 J_s	Quake (mm)	承载力 (kN)	阻尼系数 J	Quake (mm)	承载力 (kN)	
147	70	69			0.505	2.54	1916.9	0.40	2.54	1770.8	J_s 为 Smith阻 尼系数, 所有阻 尼系数 的量 纲均为 (s/m)
	66	62.3	0.3	3322.2				0.40	3.0	2986.1	
202	66	64.1	0.3	2802.8				0.45	2.0	3186.0	
	66	62.2	0.3	3096.8				0.45	2.0	2869.4	
227	66	63	0.3	3185.0				0.40	3.1	3288.0	
	66	63.8	0.3	2724.4				0.40	3.0	3440.8	
280	72	71	0.2	3763.2				0.54	6.6	5317.5	复打桩

的, 本程序克服了这些不足, 所得计算曲线和实测曲线的对比结果及用不同方法所得承载力结果如图3, 4和表1。图5给出了相应的土阻力分布。从这些桩顶力的理论计算与实测对比曲线可以看出, 在峰值后 $0-2l/C$ 时域内两者几乎没有差别, 差别主要在 $t=2l/C$ 以后。其部分原因可能是土的卸载弹性模量及卸载应力水平不准确, 但曲线在变化趋势和误差绝对值方面都能满足工程要求。其中280#桩有些例外, 在 $t>2l/C$ 时域内误差较大, 这可能是因为该桩为复打桩, 锤击未能充分发挥桩周土阻力所致。一般认为计算曲线和实测曲线在峰值后 $3l/C$ 范围内基本一致就相当不错了^[11], 本文结果完全符合上述要求。在此基础上, 得到了能较好地反映实际桩周土阻力分布的计算值, 可作为工程设计研究的参考。

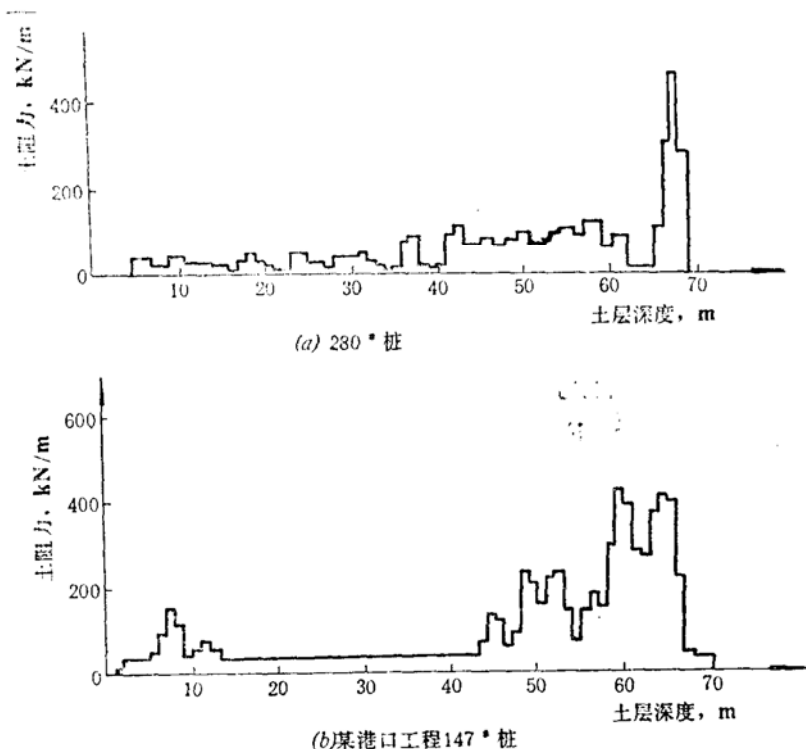


图5 沿桩极限静阻力分布

五、讨 论

根据以上理论分析及实际计算, 本文认为:

1. 由于以桩顶实测力和速度为已知条件的方法考虑了桩受锤击到逐渐静止的全过程, 在此过程中桩-土作用及土的性质可以充分发挥, 与别的动测法相比, 力学概念明确, 所得结果应具有更高的可靠性。

2. 本文采用的方法避免了为求桩顶曲线拟合质量而使土性参数极不合理的情况。事实上, 由式(6)第二式积分取变分有

$$\Delta \overline{p_D} = \Delta \int_{t_E}^{\overline{t_D}} \overline{\tau} d\overline{t} = \sum \Delta \overline{\tau} \cdot \Delta \overline{t} \quad (9)$$

当 $\Delta \overline{p_D} = 0$ 时, 有 $\sum \Delta \overline{\tau} \cdot \Delta \overline{t} = 0$, 故当某层土性参数与实际情况有出入时, 其误差将传

递给下面的计算过程。如参数给得极不合理,必将导致 $t > 2l/C$ 的计算曲线和实测曲线差别较大。

3. 现有方法计算所得 Q 和 J 值,还只是平均数概念,难以确切反映不同土层的实质。

与类似程序比较,本程序具有如下特点:

1. 土性参数调整过程概念清楚,可由计算机自动处理,应用方便。在常规土工试验资料缺乏的情况下,本程序具有更大的优越性。

2. 节省机时。据介绍, CAPWAP 拟合一条曲线一般约需调整参数20—40次,一次计算约10min;国内程序分析一条曲线也需调整20—40次,对20m左右的桩一次计算约需15min^[11]。本程序对70m左右的桩,一般1小时左右即可给出结果。

3. 对工作人员知识水平要求不高,为该法的普及推广创造了条件。

本文的主要理论计算及理论分析是在北京科技大学矿业研究所完成的,对该研究所给予的支持深表谢意;东南大学唐念慈、沈慧容、吕同生老师,华东电力设计院童翊湘、张建龙同志提供了实测资料,并给予了大力支持,在此表示衷心感谢。

参 考 文 献

- [1] Smith, E. A. L., Pile Driving Analysis by the Wave Equation, J. Soil Mechanics and Foundation Division, ASCE Vol. 86, SM4, 1960, pp.35-61.
- [2] Goble, G. G., Rausche, F., Likins, G. E. Jr., The Analysis of Pile Driving — A State-of-the-Art, Proc. Int. Seminar on the Application of Stress-wave Theory on Piles, Stockholm, June 1980, pp.131-162.
- [3] 梁守信, 应力波理论在桩基工程中应用的基本方法, 应力波理论在桩基工程中应用论文集, 甘肃省建筑科学研究所编译, 1986, pp.63-78.
- [4] 江礼茂、寇绍全、陆岳屏, 应力波理论在桩基工程中的应用, 力学进展, Vol.20, No.1, pp.47-56.
- [5] Goble, G. G., Rausche, F., Pile Drivability Predications by CAPWAP, Proc. Numerical Methods in Offshore Piling, ICE, London, 1980, pp. 29-36.
- [6] Rausche, F., Moses, F.; Goble, G. G., Soil Resistance Predictions from Pile Dynamic, J. Soil Mechanics and Foundations Division, ASCE, Vol.98, SM9, 1972, pp.917-937.
- [7] Rausche, F., Goble, G. G., Likins, G. E. Jr., Dynamic Determination of Pile Capacity, J. Geotechnical Engineering Division, ASCE, Vol. 111, No.3, 1985, pp. 367-383.
- [8] 黄文熙主编, 土的工程性质, 水利电力出版社, 1983, pp.24-47.
- [9] S. 普拉卡什著, 土动力学, 水利电力出版社, 1984, pp. 66-71.
- [10] 江礼茂, 应用应力波理论研究单桩承载力及沿桩土阻力分布, 中国科技大学硕士论文, 1988.
- [11] 梁守信等, 应力波理论在桩基工程中应用技术的研究, 甘肃省建筑科学研究所科研报告, 1985.