

DOI: 10.11779/CJGE2024S10010

高应变动测技术在如东海域大直径钢管桩基工程中的应用研究

顾龙声¹, 张宇亭^{*2}

(1. 天津水运工程勘察设计院有限公司, 天津 300456; 2. 交通运输部天津水运工程科学研究所, 天津 300456)

摘要: 基于江苏如东海域三根大直径敞口钢管桩的初打和复打高应变动测试验数据, 提出了适用于该海域的桩端折减系数 η 的推荐值和承载力恢复计算公式, 为该海域大直径钢管桩基础的承载力评估提供了技术依据。敞口钢管桩高应变试验数据显示, 试验桩侧阻力的恢复系数都远大于端阻力的, 且桩侧阻力随时间增长显著, 但端阻力的增长却很小。基于此, 推荐如东海域大直径敞口钢管桩的桩端阻力折减系数 η 取 0.05 进行估算。此外, 通过桩基土体恢复和增长机理探讨, 提出桩基承载力恢复计算公式, 且验证误差在 10% 以内。

关键词: 海上风电; 高应变动测; 大直径钢管桩; 桩端折减系数; 桩基承载力恢复

中图分类号: TU473.1

文献标识码: A

文章编号: 1000-4548(2024)S1-0138-05

作者简介: 顾龙声(1987—), 男, 硕士, 高级工程师, 主要从事海洋岩土工程方面的研究工作。E-mail: 675141004@qq.com。

Application of high-strain testing in large-diameter steel pipe pile project in Rudong sea area

GU Longsheng¹, ZHANG Yuting²

(1. Tianjin Survey and Design Institute for Water Transport Engineering Co., Ltd., Tianjin 300456, China; 2. Tianjin Research Institute for Water Transport Engineering, M.O.T., Tianjin 300456, China)

Abstract: Based on the initial and repeated high-strain test data of three large-diameter open steel pipe piles in Rudong sea area of Jiangsu Province, a pile end reduction coefficient η applicable to the sea area and the formula for calculating the recovery of bearing capacity is proposed, and a technical basis for evaluating the bearing capacity of large-diameter steel pipe piles in the sea area is provided. According to the high-strain test data of open steel pipe piles, the recovery coefficients of the lateral resistance of the test piles are much greater than those of the end resistance, and the lateral resistance of the piles increases significantly over time, but the increase in the end resistance is very small. Based on this, it is recommended to use the pile end resistance reduction coefficient $\eta = 0.05$ for large-diameter open steel pipe piles in the Rudong sea area. In addition, by exploring the recovery and growth mechanism of pile foundation soil, a formula for calculating the recovery of pile foundation bearing capacity is proposed, and the verification error is within 10%.

Key word: offshore wind power; high-strain testing; large-diameter steel pipe pile; pile end reduction coefficient; recovery of pile foundation bearing capacity

0 引言

海上风能作为一种新型、绿色的可再生能源为我国经济快速增长提供了能源保障, 因其具有不占用耕地面积、储能大、能量密度大、环境噪音污染小的优势而被广泛应用于社会生产中。大直径敞口钢管桩基础有着施工效率高、成本低、附属构件集成度高等优点, 是设计师在进行海上风机基础结构设计时的首选, 且挪威船级社(DNV)标准也推荐单桩基础为 0~30 m 水深海上风电机组的最优基础形式。随着风机机组单机容量的不断增大, 单桩基础的设计直径也越来

越大。目前国内最大单桩基础的直径已达到 7.5 m, 然而针对大直径($D > 2$ m)敞口钢管桩的承载特性的研究还很缺乏, 也没有成熟的承载力估算方法^[1]。小直径敞口钢管桩在沉桩过程中桩端部分土体将涌入管内形成“土塞”, 桩端土的闭塞程度直接影响着桩的承载力性状, 而大直径敞口钢管桩在沉桩过程中几乎不

基金项目: 天津水运工程勘察设计院有限公司科研创新基金项目 (SJY202110)

收稿日期: 2024-05-01

*通信作者 (E-mail: tkszyt@163.com)

会发生土塞现象, 因此准确地计算桩端阻力是计算单桩极限承载力的关键, 国内规范^[2]引入了桩端折减系数来计算土塞效应作用, 但规范中的桩端折减系数推荐值仅适用于小直径桩基础, 国外的 DNV 规范和 API 规范^[3]的计算方法与国内规范基本相同, 仅仅是关于极限桩端阻力标准值的取值范围不同而已。倪敏^[4]采用 ABAQUS 软件模拟分析了 2~3 m 直径钢管桩的桩端折减系数 λ_p 的主要影响因素并提出了计算公式, 但并不适用于江苏如东海域的大直径钢管桩。

近几年在陆地上通常采用静载试验法或高应变动测法来确定单桩极限承载力, 但是在海上做静载试验是比较困难的, 因此首选高应变动测法来判定单桩极限承载力, 同时高应变动测法取得的动测结果与静载试验也有很好的相关性, 因此采用高应变动测技术来确定大直径敞口钢管桩的极限承载力是合理可行的^[5]。但是对于打入型桩基础, 打桩结束后的承载力恢复一直是岩土工程界普遍关心的问题, 国内外学者^[6]经过动、静载荷等试验及分析提出了多种估算桩体承载力随时间变化的计算方法, 主要包括: 对数型($\lg(f(t))$ 或 $\ln(f(t))$)、双曲线型 ($f(t)/[a+bf(t)]$)、幂函数型($f(t)^n$)。杨生彬等^[7]通过对比分析打桩前后土体内的超孔隙水压力和十字板剪切等现场试验结果发现在沉桩完成 21 d 后土体强度会恢复约 80%~90%。由于目前绝大部分方法都是建立在实测数据基础上, 而且桩的承载力恢复受土质条件、桩型、尺寸等因素影响很大, 因此, 技术人员仍要依靠现场经验来估算承载力恢复情况。

本文通过江苏如东海域三根大直径敞口钢管桩的初打和复打高应变动测试验研究, 提出了适用于该海域的桩端折减系数 η 的推荐值和承载力恢复计算公式, 为高应变动测技术在海洋桩基工程中的应用做了积极有益的探索研究。

1 工程及地质概况

江苏如东 H2 海上风电场位于如东海域的东北部, 铁板沙南侧, 场区中心离岸距离约 50 km, 海底高程 (85 高程) 在 -21 m~-6 m 之间。根据项目地勘报告, 拟建场地在勘探深度内 (最大勘探深度为 81.1 m) 均为第四系沉积物, 表 1 为场地范围内主要土层的基本物理力学参数。

2 高应变动测试验与结果分析

2.1 高应变动测技术原理

CASE 法是把桩作为一根打入土中的弹性杆件, 当桩顶部受到锤击力 $P(t)$ 时, 桩将产生加速度 $a(t)$ 和速度 $V(t)$, 由实测桩顶力波 $F(t)$ 和速度 $V(t)$ 得到总的阻力 $R_{TL}(t)$ ^[8], 基桩极限承载力计算公式如下:

$$R_{TL}(t) = \frac{(1-J_c)[F(t_1)+Z \cdot V(t_1)]}{2} + \frac{(1+J_c)[F(t_2)-Z \cdot V(t_2)]}{2} .$$
$$R_s(t) = R_{TL}(t) - R_D(t) = R_{TL}(t) - J_v \cdot V_{toe}(t) \quad (1)$$

式中: J_c 为 CASE 法阻尼系数; t_1 为速度第一峰对应的时刻; $t_2=t_1+2L/c$; $F(t_1)$, $F(t_2)$ 分别为 t_1 , t_2 时刻的锤击力 (kN); $V(t_1)$, $V(t_2)$ 分别为 t_1 , t_2 时刻质点的运动速度 (m/s); Z 为桩身截面力学阻抗 (kN·m/s); L 为测点以下桩长 (m)。

曲线拟合法采用了数值试算的方法, 能够完善 CASE 法出现的数值上的偏差, 目前该方法在计算检验桩基的承载力方面仍代表了国际的先进水平^[9]。该方法引入了动阻力 R_D 的概念, 其承载力计算公式如下:

$$R_s(t) = R_{TL}(t) - J_v \cdot V_{toe}(t) \quad (2)$$

式中: J_v 为黏滞阻尼系数; $V_{toe}(t)$ 为 t 时刻桩尖速度 (m/s)。

曲线拟合法^[8]基本思路: 在锤击过程中, 采集两组实测曲线, 力随时间变化曲线和速度随时间变化曲

表 1 土层基本物理力学参数
Table 1 Basic physical and mechanical parameters of soil layers

地层 编号	土层 厚度/m	含水率 $w_0/\%$	密度 $\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	孔隙比 e	压缩 (固结) 试验		固结快剪试验		CPTU	
					压缩系数 $a_{v0.1-0.2}/\text{MPa}^{-1}$	压缩模量 $E_{s0.1-0.2}/\text{MPa}$	黏聚力 c/kPa	内摩擦角 $\varphi/(^\circ)$	$q_c/$ MPa	$f_s/$ kPa
㊸ -1	0~9.7	23.7	1.99	0.674	0.17	10.28	5.0	33.3	8.31	70.39
㊸ -2	0.9~5.2	33.6	1.88	0.940	0.36	5.61	29.0	15.0	3.00	49.55
㊸ -1	12.8~14.8	23.6	1.98	0.682	0.18	10.18	4.5	33.7	9.40	80.45
㊸ -2	7.2~8.7	33.2	1.88	0.935	0.39	5.08	28.0	15.2	3.42	65.06
㊸	1.7~10.5	26.9	1.93	0.777	0.26	7.13	6.5	32.6	8.32	70.32
㊸ -1	14.8~20.9	21.8	2.02	0.628	0.16	11.02	3.2	33.8	14.43	106.52
㊸ -2	0.6~9.9	31.5	1.90	0.886	0.39	5.06	21.0	21.2	—	—
㊸ -3	11.0~16.7	21.3	2.03	0.606	0.15	11.81	2.6	34.1	31.82	151.5
㊸ -3	8.9~13.3	22.1	2.01	0.632	0.16	11.18	2.8	34.0	—	—

线。借助分析其中一组曲线，对土阻力、桩身阻抗及其他所有桩土提出假设，进而推求另一组曲线值，再把推求值与另一组实测曲线值比对。比对不满足，需要调整假设值继续试算，一直到计算值与实测值相吻合，此时对应的桩土参数就是实际的桩土参数值。

2.2 敞口钢管桩高应变动测试验

本次试验选取 H2 风电场中#1、#43、#66 风机机位的敞口钢管桩（钢材屈服强度均为 355 MPa）进行高应变动测试验，三根试验桩均以相同方法进行施工和高应变动测试验，且桩尖持力层均为粉砂层，现场数据采集与分析过程严格遵守相关操作规程。其中初打试验在桩尖标高接近设计标高时实施，贯入度分别为 4 mm/击、5 mm/击、6 mm/击，复打试验在沉桩结束一段时间后进行，贯入度分别为 2 mm/击、5 mm/击、3 mm/击。桩基础的设计参数见表 2 所示，典型机位（#43）的桩基础实测曲线 CAPWAP 分析结果见图 1、图 2，初打、复打试验实测曲线拟合法分析结果见表 3。

表 2 桩基础的设计

Table 2 Design of pile foundation				
桩号	桩长/m	外径, 壁厚/mm	入土深度/m	
#1	68.5	6000, 60	49.00	
#43	74.0	6400, 70	49.45	
#66	91.0	7000, 70	54.30	

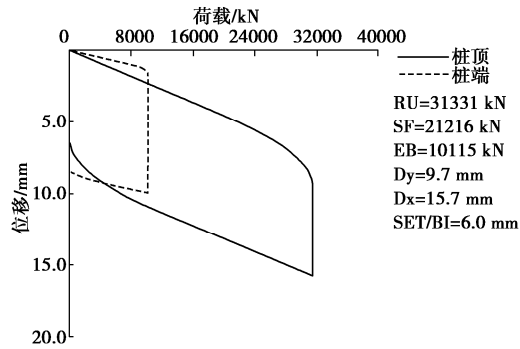


图 1 初打 CAPWAP 动测分析曲线（#43）

Fig.1 Dynamic test and analysis curve of first strike (pile No. 43)

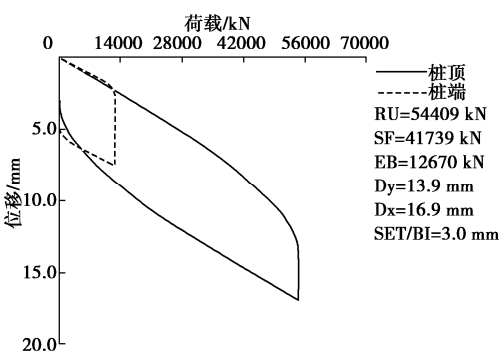


图 2 复打 CAPWAP 动测分析曲线（#43）

Fig. 2 Dynamic test and analysis curve of restrike (pile No.43)

根据高应变动测试验结果分析可知：

（1）初打、复打动测试验的贯入度均介于 2 mm/击~6 mm/击，表明承载力分析计算结果是可靠的^[10]，且实测曲线的拟合质量均小于 5，表明动测数据拟合质量较好，说明采用高应变动测技术检测大直径敞口钢管桩的极限承载力是合理可行的。

（2）大直径敞口钢管桩承载力恢复随时间增长迅速，时效性现象明显。其中#66 单桩基础的休止时间仅为 3 d，但其承载力恢复系数已达 1.68；相同场址中不同桩径、不同入土深度、不同休止时间的三根大直径敞口钢管桩的承载力恢复系数离散性不大，介于 1.60~1.74 之间，因此如东海域桩基工程设计和施工时可借鉴本试验恢复系数来预测桩基的极限承载力。

（3）三根试验桩侧阻力随时间增长显著，但端阻力的增长却很小。这是由于锤击沉桩过程中桩侧土体持续受锤击扰动，并且土体中产生了超静孔隙水压力，导致桩侧土体的强度降低较大，因此在休止期间桩侧阻力的恢复系数较大；而桩端土体受锤击效应的影响较小，故其强度变化也相对较小。

2.3 桩端承载力折减系数 η 取值问题讨论

规范^[2]中给出敞口钢管桩的桩端阻力计算公式如下：

表 3 承载力分析结果

Table 3 Distribution of bearing capacity of piles											
桩号	测试内容	检测日期	休止时间/d	传递能量/kJ	实测曲线拟合法			侧阻力恢复系数	端阻力恢复系数	承载力恢复系数	拟合质量 MQ
					侧阻力/kN	端阻力/kN	单桩极限承载力/kN				
#1	初打	2021-10-10	—	598.0	28437	9938	38275	1.70	1.31	1.60	4.14
	复打	2021-10-24	14	414.7	48202	13006	61208				4.10
#43	初打	2021-06-06	—	761.9	21216	10115	31331	1.97	1.25	1.74	4.20
	复打	2021-06-10	4	735.3	41739	12670	54409				4.04
#66	初打	2021-01-14	—	1198.5	33379	17506	50885	2.01	1.06	1.68	4.75
	复打	2021-01-17	3	1494.2	66999	18508	85507				3.70

注：承载力恢复系数=复打承载力值/初打承载力值。

$$Q_R = \eta q_R A \quad (3)$$

式中： η 为承载力折减系数； q_R 为单桩极限端阻力标准值（kPa）； A 为桩端外周面积（m²）。

由于大直径敞口钢管桩的承载力性状与小直径桩不一样，其中小直径敞口钢管桩在沉桩过程中桩端部分土体将涌入桩内形成“土塞”，桩端土的闭塞程度直接影响着桩的承载力性状，而大直径敞口钢管桩在沉桩过程中几乎不会发生土塞现象，所以其桩端阻力=桩端环形部分承载力+桩内侧摩阻力-桩自重^[11]。由于两者承载力性状的不同，导致规范中给出的 η 推荐值不适用于计算直径大于 2 m 的敞口钢管桩的桩端阻力。根据如东海域地勘资料可知，敞口钢管桩的桩端持力层一般选取密实粉砂层，通过对比分析三根试验桩的复打高应变实测端阻力值与计算值之间的关系，找出适用于如东海域的 η 推荐值，为以后该地区的工程设计和施工提供技术参考，端阻力值对比表见表 4，其中计算值①中的 q_R 采用 CPTU 数据，计算值②中 q_R 采用规范查表取值。

表 4 端阻力值对比表

Table 4 Comparison of tip resistance of piles

桩号	实测端阻力/kN	计算值①/kN	η_1	计算值②/kN	η_2
#1	13006	227634.3	0.057	259426.8	0.050
#43	12670	233274.4	0.054	233932.8	0.054
#66	18508	402536.2	0.046	353108.8	0.052

由表 4 可知，三根试验桩的承载力折减系数 η 离散性不大，介于 0.046~0.057 之间，因此如东海域桩基工程设计时可采用 $\eta=0.05$ 来估算大直径敞口钢管桩的桩端阻力，能较准确地估算单桩极限承载力。

3 打入桩基承载力恢复探讨

3.1 桩基土体强度恢复和增长机理

对于打入桩，桩体打入土体的过程中，土体处于被扰动的状态，并随之产生了超静孔隙水压力，进而导致作用在桩上的有效应力减小，使得桩体在被打入土体过程中的土阻力减小。打桩结束后，随着超静孔隙水压力的消散，作用于桩的有效应力会不断增加，

如果要使扰动土的强度完全恢复需要数周时间、有时甚至几年后土体的强度还在增长。

根据土体的有效应力原理，饱和土体内任一平面上受到的总应力 σ 由有效应力 σ' 和孔隙水压力 u 两部分组成：

$$\sigma = \sigma' + u \quad (4)$$

土体承载力的提高取决于有效应力 σ' 的增长，待打桩结束时，地基土中的总应力为：

$$\sigma = \sigma' + u + \Delta u \quad (5)$$

式中， Δu 为打桩过程中产生的超静孔隙水压力。桩基土体的强度为

$$\tau_f = (\sigma - u - \Delta u) \cdot \tan \varphi \quad (6)$$

随着时间的推移，土中的超静孔隙水压力部分逐渐转化为有效应力：

$$\Delta \sigma' = \xi \cdot \Delta u \quad (7)$$

桩基土体的强度增长为

$$\Delta \tau_f = \xi \cdot \Delta u \cdot \tan \varphi \quad (8)$$

式中， ξ 为超静孔隙水压力转化为有效应力的比例因子。

3.2 桩基承载力恢复计算公式探讨

如何准确地推算桩基承载力的恢复强度一直困扰着工程技术人员，本文根据李飒等^[6]、Svinkin^[12]、Long 等^[13]关于桩基承载力恢复计算公式的研究和本次试验的结果，探究适用于该海域砂土地基的承载力恢复计算公式，砂土地基中承载力恢复公式如下：

$$Q_t = a Q_{EOD} t^b \quad (9)$$

式中： a 、 b 为取值参数； Q_t 为 t 时刻的桩基承载力（kN）； Q_{EOD} 为沉桩结束时的桩基承载力（kN）。

其中，李飒公式中 $a=1.45$ ， $b=0.07$ ，Svinkin 公式中 $a=1.025 \sim 1.4$ ， $b=0.1$ ，Long 公式中 $a=1.1$ ， $b=0.05 \sim 0.18$ 。本次高应变试验结果与三种公式计算结果对比表，见表 5。

由表 5 可知，三根桩采用李飒公式的计算误差值均在 10%以内，因此采用该公式估算如东海域砂土中承载力的恢复强度是合理可行的，在工程设计和施工中考虑时间效应对于桩基承载力的影响，可以合理安排施工顺序，节约工程造价。

表 5 承载力实测值与计算值对比表

Table 5 Comparison between measured and calculated values of bearing capacity of piles

桩号	Q_{EOD} /kN	Q_t /kN	t/d	李飒公式计算值/kN	误差率	Svinkin 公式计算值/kN	误差率	Long 公式计算值/kN	误差率
#1	38275	61208	14	66759	9.1%	51080~69768	-16.5%~14.0%	48041~67703	-21.5%~10.6%
#43	31331	54409	4	50059	-8.0%	36890~50386	-32.2%~-7.4%	36938~44232	-32.1%~-18.7%
#66	50885	85507	3	79681	-6.8%	58213~79511	-31.9%~-7.0%	59134~68213	-30.8%~-20.2%

4 结 论

(1)采用高应变动测技术检测大直径敞口钢管桩的极限承载力是合理可行的,本试验中三根桩承载力恢复随时间增长迅速,且恢复系数介于1.60~1.74之间,因此如东海域桩基工程设计和施工时可借鉴本试验恢复系数来预测桩基的极限承载力。

(2)三根试验桩桩侧阻力的恢复系数都远大于端阻力恢复系数,且桩侧阻力随时间增长显著,但端阻力的增长却很小。

(3)如东海域大直径敞口钢管桩基工程设计时可采用桩端折减系数 $\eta=0.05$ 来估算桩端阻力,进而较准确估算单桩极限承载力。

(4)在工程设计和施工中考虑时间效应对于桩基承载力的影响,可以节约工程造价,因此采用 $Q_t=1.45 Q_{EOD} t^{0.07}$ 估算如东海域砂土中承载力的恢复强度是合理可行的。

参考文献:

- [1] LIU R, ZHOU L, LIAN J J, et al. Behavior of monopile foundations for offshore wind farms in sand[J]. Journal of Waterway Port Coastal and Ocean Engineering, 2015, **142**(1): 04051010.
- [2] 码头结构设计规范: JTS 167—2018[S]. 北京: 人民交通出版社, 2018. (Wharf Structure Design Code: JTS 167—2018 [S]. Beijing: China Communications Press, 2018. (in Chinese))
- [3] API RP 2A-WSD. Recommended Practice for Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms—Working Stress Design[S]. API Recommended Practice 2A-WSD, 2010.
- [4] 倪敏. 大直径钢管桩竖向承载能力研究[D]. 天津: 天津大学, 2014. (NI Min. Research on Axial Load-Bearing Capacity of Large Diameter Pipe Piles[D]. Tianjin: Tianjin University, 2014. (in Chinese))
- [5] 刘润, 闫玥, 闫澍旺. 大直径超长桩后继打桩拒锤现象分析及单桩承载力计算[J]. 岩土力学与工程学报, 2008, **27**(增刊2): 3459-3464. (LIU Run, YAN Yue, YAN Shuwang. Study on refusal of restarting of large diameter and deep penetration pile and bearing capacity calculation[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2008, **27**(S2): 3459-3464. (in Chinese))
- [6] 李飒, 李婷婷, 张树德, 等. 基于实测数据的桩基承载力恢复计算与分析[J]. 工程力学, 2018, **35**(6): 182-190. (LI Sa, LI Tingting, ZHANG Shude. A study on pile setup based on measured in situ data[J]. Engineering Mechanics, 2018, **35**(6): 182-190. (in Chinese)).
- [7] 杨生彬, 李友东. PHC管桩挤土效应试验研究[J]. 岩土工程技术, 2006, **20**(3): 117-120. (YANG Shengbin, LI Youdong. Experimental research on compacting effects of PHC piles[J]. Geotechnical Engineering Technique, 2006, **20**(3): 117-120. (in Chinese))
- [8] 水运工程基桩试验检测技术规范: JTS 240—2020[S]. 北京: 人民交通出版社, 2020. (Technical Code for Testing and Inspection of Waterway Engineering Foundation Piles: JTS 240—2020[S]. Beijing: China Communications Press, 2020. (in Chinese))
- [9] 曹宇春, 吴世明, 高广远. 桩基动力检测技术的现状及存在的问题[J]. 上海地质, 2002(81): 43-45. (CAO Yuchun, WU Shiming, GAO Guangyuan. Application situation of pile dynamic detections and existed problems[J]. Shanghai Geology, 2002(81): 43-45. (in Chinese))
- [10] 建筑基桩检测技术规范: JGJ 106—2014[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2014. (Technical Code for Testing of Building Foundation Piles: JGJ 106—2014[S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2014. (in Chinese))
- [11] 梁超, 刘润. 大直径钢管桩竖向承载力计算方法研究[J]. 地下空间与工程学报, 2018, **14**(1): 169-175. (LIANG Chao, LIU Run. Research on evaluation methods of vertical bearing capacity for large diameter steel pipe pile[J]. Chinese Journal of Underground Space and Engineering, 2018, **14**(1): 169-175. (in Chinese))
- [12] SVINKIN M R. Discussion on setup and relaxation in glacial sand[J]. Journal of Geotechnical Engineering, 1996, **122**(4): 319-321.
- [13] LONG J, KERRIGAN J, WYCKEY M. Measured time effects for axial capacity of driven piling[J]. Transportation Research Record Journal of the Transportation Research Board, 1999, **1663**(1): 8-15.

(编校: 明经平)