

青藏铁路 L 型挡土墙的土压力实测与分析

Testing and analysis of earth pressure about L type retaining wall in Qinghai-Tibet railway

梁波¹, 王家东¹, 葛建军², 曹元平²

(1. 兰州交通大学 土木工程学院, 甘肃 兰州 730070; 2. 铁道第一勘察设计院地路处, 甘肃 兰州 730070)

摘要: 结合青藏铁路格拉段目前唯一的支挡结构——L型挡墙这一工程措施, 对墙后土压力或冻胀力进行了一个冻融循环期的现场测试。同时, 研究了土压力和冻胀力的几种分析模式。对比分析表明, 多年冻土区的墙后实际受力状态远大于设计应力状态。因此, 结合多年冻土的特点, 提出了考虑破裂滑动楔体以外可能的其他作用力修正分析模型, 为今后类似工程的设计、施工提供了参考依据。

关键词: 多年冻土; L型挡墙; 土压力; 冻胀力; 现场测试; 分析模型

中图分类号: TU 475 文献标识码: A 文章编号: 1000-4548(2004)05-0627-05

作者简介: 梁波(1964-), 男, 四川人, 教授, 博士, 博导。主要从事岩土与地下工程、路基方面的研究。

LIANG Bo¹, WANG Jiadong¹, GE Jianjun², CAO Yuanping²

(1. Civil Engineering School of Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China; 2. The First Railway Survey & Design Institute Lanzhou, Lanzhou 730070, China)

Abstract: In this paper, considering the retaining structure—L type retaining wall used in section from Golmud to Lhasa, Qinghai-Tibet railway, we test the earth pressure or frost-heave in a frost-thaw cycle for one year, and we study several different analytic models of earth pressures and frost-heave. Compared with site test and theoretical analysis, we know that the actual earth pressure is large than the designed earth pressure. Then a revised analytic model of earth pressure is put forward, which could consider other possible force outside slide wedge. This model could give a reference to some similar engineering projects.

Key words: permafrost; L type retaining wall; earth pressure; frost-heaving force; site test; analysis model

0 前言*

悬臂式 L 型钢钢筋混凝土挡墙作为一种轻型、柔性的支挡结构物, 由于其自重轻, 结构简单, 施工轻便, 可以预制拼装, 在许多特殊土分布区的工程建设中, 愈来愈显示其独特的适应性。考虑到多年冻土冻胀融沉的固有属性, 为适用土体在冻胀过程中的力学特性, 利用 L 型支挡结构轻型、柔性的特点, 从理论上来说, 可以起到很好的防护效果。首先, 其柔性变形的卸载特点适应于冻胀融沉的交替变形过程; 其次, 其轻型预制拼装化特点适应降低劳动强度、减少对冻土的热干扰的需要; 第三, L 型挡土墙是预制拼装的, 其所需场地较小, 对施工现场周边环境的影响程度也就较小, 植被破坏的可能性也不会很大。因此, 这种结构的应用, 对于环境保护具有重要的现实意义。

在多年冻土地区设计挡土墙的截面尺寸, 关键是确定设计荷载, 而这里的设计荷载主要就是定量的确定土压力或是冻胀力。20 年来^[1], 无论是公路还是铁路, 有关多年冻土地区的支挡结构资料都非常少, 尤其是实际工程的土压力实测资料。为了全面了解墙后土压力的分布特性, 本文结合青藏铁路格拉段目前唯一的

支挡结构措施^[2], 对墙背及假想墙背处的土压力进行了测定。通过实测结果来分析土压力的关系及冻胀融沉水平, 验证实际受力状态与设计应力状态的一致性并优化设计参数, 提出考虑多年冻土特点的新的土压力分析模型, 为今后类似工程的设计、施工提供参考依据。

1 实测土压力分布规律^[2]

在该试验工点, 选取 DK1137+750、DK1137+830、DK1137+910、DK1137+000 四个断面, 进行了地温、墙背及假想墙背的侧向土压力及竖向土压力、钢筋应力和挡墙的变形测试。这里主要分析研究土压力或冻胀力随季节的变化。

1.1 土压力盒的布置

为保证土压力盒不被施工机械破坏, 在回填夯实过程中, 先分层夯实填土, 再掘一比压力盒略大一点的小槽, 然后埋设土压力盒。为防止压力盒周边土冻结成块, 以保证压力盒测试的有效性, 在所掘小槽里侧铺

* 基金项目: 铁道部科技攻关项目(2001G001-A-01); 兰州交通大学“青兰工程”基金资助项目

收稿日期: 2003-09-02

上预先准备的烘干沙袋。

由于测试数据非常多,限于篇幅,不能一一列出,本文仅选取较有代表性的 DK1137+830 断面和 DK1137+910 断面假想墙背的部分测试结果进行分析。

1.2 土压力的测试结果

经过 2001 年 12 月至 2002 年 12 月整整一年的测试,图 1、图 2 给出了不同断面随时间(寒季和暖季)的实测土压力值。

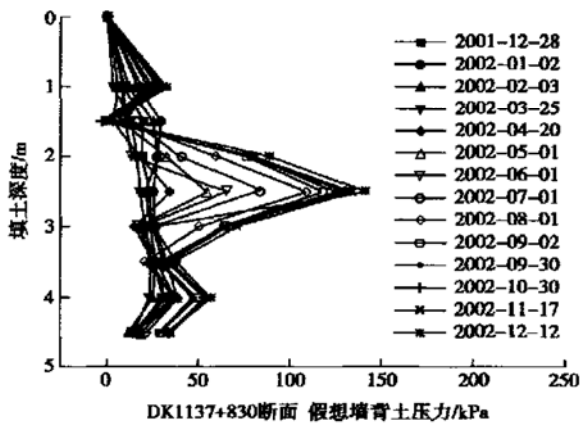


图 1 DK1137+830 断面假想墙背土压力随深度的变化

Fig. 1 Variation of earth pressure on the hypothetical wall with depth in DK1137+830 section (2001/12~2002/12)

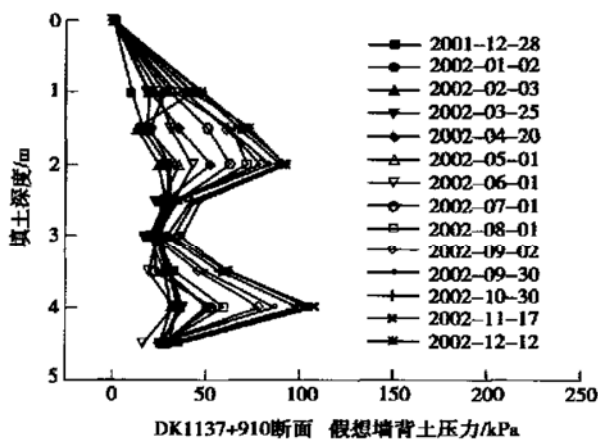


图 2 DK1137+910 断面假想墙背土压力随深度的变化

Fig. 2 Variation of earth pressure on the hypothetical wall with depth in DK1137+910 section (2001/12~2002/12)

从图 1、2 中可看出:假想墙背处的实测土压力符合实际土压力抛物形分布的一般规律;随气温上升,墙体中部土压力强度逐渐增大,尤其是 DK1137+830 断面,中部土压力增加剧烈;最大土压力作用点上移;墙背与假想墙背处的实测土力大于理论土压力(假想墙背朗金土压值为 75 kN)。地温测试表明无冻胀力的作用。

从图中还可以看出:在 2002 年 4 月~2002 年 10 月这冷-暖-冷交替的季节里,实测土压力变化较大,而在 2002 年 10 月后,土压力是增大的,说明可能产生

了冻胀力。由于本文主要讨论土压力,因此,这里主要分析土压力偏大的原因及新的分析模型。

2 L 型挡墙的土压力分析

2.1 土压力常规分析

库仑理论认为,当挡土墙发生向前移动,并使墙后填土达到极限平衡状态时,填土将出现一个滑动面,该滑动面是一经过墙踵的平面。库仑将墙背面与滑动面之间的土体称为滑动楔体,并根据滑动楔体的静力平衡条件来推求土压力。

对于悬臂式支挡结构的土压力计算,一般是根据库仑理论,采用假想墙背的方式来进行力学分析的。具体作法有两种^[3]。模式 1:墙踵与墙顶角的连线所在平面作为假想墙背,见图 3。模式 2:假设墙后填土出现第二破裂面。不同之处在于要考虑第一与第二破裂面之间的土楔体,见图 4。此外,根据能量守恒原理,按照外力所作之功与内部消耗的能量相等的原则^[3,4],考虑下滑面沿冻结面滑动的受力分析模式 3,见图 5。

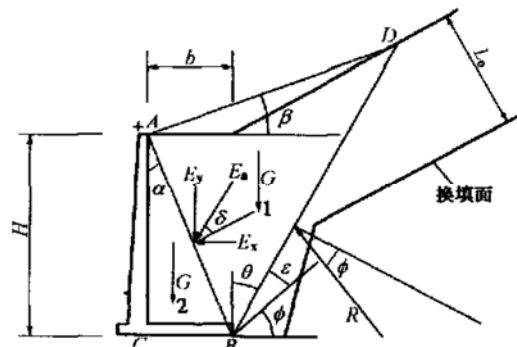


图 3 库仑土压力分析模式 1 受力图示

Fig. 3 Analytic model 1 of Coulomb's earth pressure

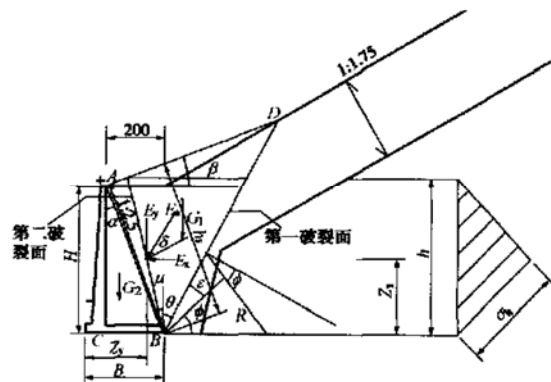


图 4 库仑土压力分析模式 2 受力图示

Fig. 4 Analytic model 2 of Coulomb's earth pressure

2.2 考虑水平冻胀力的受力分析

在多年冻土地区,建筑物所受的力量中最为突出的就是冻胀力的作用。在挡土墙这种路基支挡结构中,若考虑水平冻胀力时,由于冻结作用或水平冻胀力远

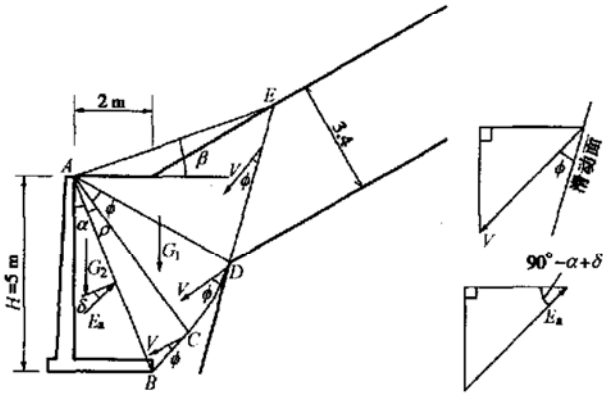


图5 极限平衡分析模式3受力图示

Fig. 5 Analytic model 3 of Coulomb's earth pressure

远大于土压力,墙后冻结力和土压力不能同时考虑^[1]。当考虑冻结作用时,墙后只承受水平冻胀力的作用。

因为墙后换填土是粗颗粒保温材料,根据《多年冻土地区建筑地基基础设计规范》^[5](JGJ 118-98)规定:对于粗颗粒土,不论墙高为何值,均可假定水平冻胀力为直角三角形分布。如图6所示。

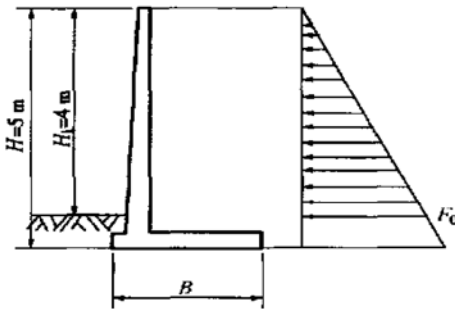


图6 冻胀力分析模式受力示意

Fig. 6 Analytic model of earth pressure considering frost heave

本试验段从施工现场带回的填料土样经试验测定,冻胀率 $\eta \leq 1\%$,根据《规范》属不冻胀类型,为安全起见,取 $F_0 = 40 \text{ kPa}$ 进行荷载检算,并与土压力进行对比分析讨论。

对于产生冻胀力的土,可考虑温度场、渗流场用数值方法进行非线性分析^[6]。

2.3 L型挡墙设计及填料条件

该试验段工程地质为厚层地下冰段,地形地貌为北麓河高准平原区。年平均地温 $< -0.5 \text{ }^\circ\text{C}$ 。通过土压力和冻胀受力分析模式中可知,对于粗颗粒土填料,能量理论进行的滑动组合面分析模式,为几种分析模式所得土压力或冻胀力上限值,因此按此模式进行设计^[1]。填料容重 $\gamma = 22 \text{ kN/m}^3$;内摩擦角 $\varphi = 37^\circ$ 。

2.4 测试压力与计算压力的差异

不同断面计算土压力与实测土压力对比见表1(2001年12月至2002年12月)。实测值属对土压力分布曲线回归所得。

表1 实测土压力与计算土压力汇总

Table 1 A summary of tested or calculated earth pressure

分析模式	土压力水平分量计算值 / ($\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$)	墙背实测回归平均值 / ($\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$)	假想墙背实测回归平均值 / ($\text{kN}\cdot\text{m}^{-1}$)
库仑分析模式1	109.60	DK1137+750断面约143.55	DK1137+750断面约144.42
库仑分析模式2	110.31	DK1137+830断面约134.81	DK1137+830断面约132.22
库仑分析模式3	116.11	DK1137+910断面约134.37	DK1137+910断面约138.55
库尔曼图解法	93.29		
按弱冻胀方式	80.0		

从计算值与实测值对比可以看出:实测值比所有分析模式中的上限值——沿冻结面滑动模式计算所得还要大,说明即使不考虑冻胀力,而简单依赖理论土压力上限值作为控制值进行挡墙设计已偏于不安全。经分析论证,可能的原因有如下几点:

(1) 理论分析中的土压力仅为极限滑动面土体即破裂滑动楔体所产生的压力,未考虑墙顶斜坡尤其是冻土上限的土体在层上水及融化状态共同作用下,因为沿换填面或冻融交界面向下滑动所产生的推力。这是墙体中部实测结果土压力偏大的主要原因。

(2) 挡土墙修建后,将形成新的倾向线路的上限面,边坡中的冻结层上水沿冻土上限向墙后聚集,使墙后填料含水率增大。此外,墙后填土水分在重力作用下向下迁移,形成墙后填土上部含水率小,中、下部含水率增大这一水分分布规律,从而引起墙体中部土体自重及土压力增大的现象。

(3) 此外,寒冷季节因土温降低,土体冷却收缩,土压力减小;温暖季节因土温上升和水分迁移的影响,墙体中、下部尤其中部冻融交界面处土层自重应力增大,土压力有增大趋势。总之,水的作用改变了土体的物性参数及受力状态,从而改变了挡土结构的力学特性。

3 结合测试结果的土压力分析

3.1 土压力修正分析

经过前述理论分析及实测结果分析,可以发现,在多年冻土区,如果借用一般库仑土压力理论分析设计挡土墙,与实际会有些不符。根据上述对比分析结论,寻找可能的原因,笔者以为填土与原状土之交界面即换填面或冻融交界面,在层上水作用下,换填面或冻融交界面上融化了的土层在自身重力作用下,有季节性(暖季)向下滑动趋势,产生较大的下滑力。阻止填土向下滑动趋势的抗力,必然由挡土墙产生。因此,这时的土压力计算,就不能只考虑破裂滑动楔体产生的土压力,还要考虑破裂滑动楔体以外可能的其他作用力。

分析依据:①干燥状态下,该挡土墙符合库仑土压力分析理论的一切基本假定;②由于水的作用,原来干

干燥状态下分析得到的滑动破裂面以外还作用有一可能的下滑力; ③因此为简化分析, 这里提出考虑的下滑力修正分析模型^[7] 仅为破裂楔体模型之外再施加一外力。

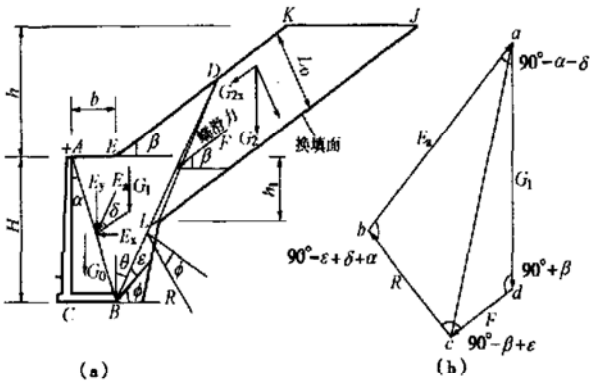


图7 考虑下滑力分析模型

Fig. 7 Analytic model of earth pressure considering sliding force

如图7(a)所示, 在破裂棱体 ABDE 的受力模式上加下滑力 F 。力多边形见图7(b)。从图中可看出: 如果破裂棱体自身重力 G_1 、下滑力 F 以及夹角 $90^\circ + \beta$ 都已知, 则可以根据三角余弦定理求得夹角的对边:

$$\begin{aligned} \overline{ac} &= \sqrt{ac^2 + cd^2 - 2ad \cdot cd \cdot \cos(90^\circ + \beta)} \\ &= \sqrt{G_1^2 + F^2 + 2G_1F \sin \beta} \frac{G_1}{\sin(\angle acd)} \\ &= \frac{\overline{ac}}{\sin(90^\circ + \beta)} \frac{Ea}{\sin(\angle bca)} = \frac{\overline{ac}}{\sin(90^\circ - \varepsilon + \delta + \alpha)} \\ \Rightarrow Ea &= \frac{\sqrt{G_1^2 + F^2 + 2G_1F \cos(\beta)}}{\cos(\delta + \alpha - \varepsilon)} \\ \cos \left| \arcsin \left| \frac{G_1}{\sqrt{G_1^2 + F^2 + 2G_1F \cos \beta}} \cos \beta \right| + \beta - \varepsilon \right|, \end{aligned} \quad (1)$$

其中 $\varepsilon = 90^\circ - \varphi - \theta$, θ 为破裂面与垂直面的夹角。

下面分别推导破裂棱体重力 G_1 和下滑力 F 。

(一) 重力 G_1

如图8所示。

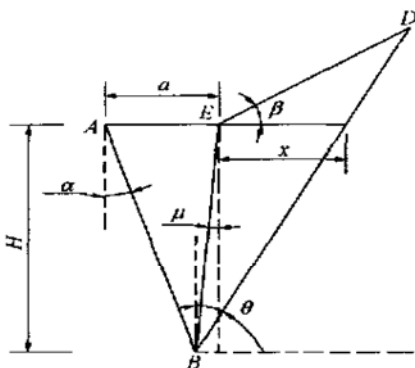


图8 破裂棱体剖面图

Fig. 8 Profile of failure wedge

可分成两部分: $\triangle ABE$ 和 $\triangle BDE$ 。其中 $\triangle ABE$ 的面积为 $A_1 = \frac{1}{2} aH$ 。

$\triangle BDE$ 的面积为

$$\begin{aligned} A_2 &= \frac{1}{2} |EB| \cdot |ED| \cdot \sin(\mu + \beta + 90^\circ) \\ &= \frac{1}{2} \frac{\sin(\theta - \mu)}{\cos(\theta + \beta) \cos^2 \mu} H^2 \\ |EB| &= \frac{H}{\cos \mu} \\ |ED| &= \frac{\sin(90^\circ + \theta)}{\sin(90^\circ - \theta - \beta)} x = \frac{\cos(\theta)}{\cos(\theta + \beta)} \cdot \frac{\sin(\theta - \mu)}{\cos \mu \cos \theta} H = \frac{\sin(\theta - \mu)}{\cos(\theta + \beta) \cos \mu} H \end{aligned}$$

因此, 破裂棱体重力为

$$G_1 = (A_1 + A_2) \cdot l \cdot \gamma \left| \frac{1}{2} aH + \frac{1}{2} \frac{\sin(\theta - \mu)}{\cos(\theta + \beta) \cos^2 \mu} H^2 \right| \cdot \gamma. \quad (2)$$

(二) 下滑力 F

下滑力 F 是填土在层上水和自身重力的作用下, 产生向下滑移的作用力。分析作用在四棱体 DLJK 上的力系: 重力 G_2 、下滑力反力 F 和接触面 IJ 上的摩擦力 T 。其中 G_{2x} 和 G_{2y} 分别是重力 G_2 沿着换填面的切向分力和法向分力, 如图7。根据力系平衡可得下滑力 F 为

$$F = G_{2x} - T = G_{2x} - f \cdot G_{2y}.$$

其中 $G_{2x} = G_2 \cdot \sin \beta$; $G_{2y} = G_2 \cdot \cos \beta$; f 为接触面摩擦系数。根据文献[8]的规定, 由填料接触面的粗糙程度和排水条件, 此时摩擦角 δ 可取为填料摩擦角的 $2/3$, 故 $f = \text{tg}(\frac{2}{3} \varphi) \approx 0.45$ 。因此下滑力 F 可写为

$$F = G_{2x} - f \cdot G_{2y} = G_2(\sin \beta - f \cdot \cos \beta). \quad (3)$$

由于下滑力主要是在换填面 IJ 处产生, 因此可以把四棱体 DLJK 近似为四棱体 DIJK, 那么重力 G_2 为 $G_2 = 0.5 \cdot (|DK| + |IJ|) \cdot L_0 \cdot l \cdot \gamma$,

$$\begin{aligned} |DK| &= |EK| - |ED| = \frac{h}{\sin \beta} - \frac{\sin(\theta - \mu)}{\cos(\theta + \beta) \cos(\mu)} H, \\ |IJ| &= \frac{h + h_1}{\sin \beta}. \end{aligned}$$

因此

$$G_2 = 0.5 \cdot \left| \frac{h}{\sin \beta} - \frac{\sin(\theta - \mu)}{\cos(\theta + \beta) \cos(\mu)} H + \frac{h + h_1}{\sin \beta} \right| \cdot L_0 \cdot \gamma. \quad (4)$$

把式(4)代入式(3)中, 可得下滑力 F 的表达式。

接着把式(2)和(3)代入式(1)中, 可得土压力 E_a 的表达式。然后求 θ 的一阶导数, 令其为零, 即

$$\frac{dE_a}{d\theta} = 0. \quad (5)$$

求解方程式(5),可得最大破裂角 θ 。对于求导可采用编一小程序试算而得。

再次代入 E_a 的表达式,即可求得考虑下滑力时,挡土墙后主动土压力理论计算值。

3.2 现场试验结果与理论模型分析结果对比

表2给出了现场测试结果与理论模型及修正模型分析结果的对比关系。

表2 分析结果对比表

Table 2 Comparison between tested and calculated earth pressure

项目	组合滑动面模型(模型3)	现场试验结果	考虑下滑力之力学模型
土压力水平分量/(kN·m ⁻¹)	109.60	132.22~144.42	139.45

从表2可以看出,考虑下滑力的修正模型结果和现场试验结果相比,处于现场试验结果的平均应力状态,与DK1137+750断面假想墙背实测土压力平均值144.42 kN/m比,最大误差仅为3.44%。说明新的分析模型具有较高的可靠度。修正模型考虑了因为换填面使得换填土与原状土之间的结合程度较差,而导致换填部分由于外界雨水和内部融化水的渗透,在自重应力的作用下造成滑移趋势。其滑移势能对挡土墙作额外功,导致负担加重,土压力随之增大。

由于上述分析是针对该试验段为部分换填的设计与实测情况,如果墙后填料完全换填,原土层或天然土层远离破裂面,那么,也可能由于热扰动及水的作用,发生沿冻土上限这一冻融接触面滑动的情况。实际状态还需有实际工点和实测数据来证实。

4 结论及建议

4.1 分析结论

在经过完全冻融循环周期的前提下,通过已有的分析及测试工作(这里主要分析土压力偏大的原因)。可以得到一些初步的结论。

(1) 假想墙背处的实测土压力符合实际土压力抛物形分布的一般规律,说明了现场测试的可靠性。

(2) 实际墙背处的实测土压力在竣工初期(当时为冬季)均普遍小于理论土压力,尤其是墙中部分土压力偏小;但随着时间推移、温暖季节的到来,实测土压力有迅速增大趋势,中部土压力尤其明显。因此,土压力分析必须考虑多年冻土的特点尤其是冻土上限层上水及融化土层下滑所产生的推力作用。

(3) 多年冻土区支挡结构的设计,采用具有一定厚度的粗颗粒换填料,其设计荷载无论是采用考虑一

般模式下的土压力,还是采用考虑具有一定冻胀分析模式下的冻胀力,其理论分析值均小于实际所测压力,具有较大误差。分析模式还要考虑破裂滑动楔体以外可能的其他作用力尤其是层上水的影响因素予以修正。本文的分析模型可供参考。

4.2 建议

充分考虑可能的层上水作用是在多年冻土地区进行结构设计或工程施工的重要特征,主要包括天然降水、内部融化水等。总之,水的作用改变了土体的物性参数及受力状态,从而改变了挡土结构的力学特性。因此,要充分考虑水的作用。首先,实测结果表明:由于墙顶斜坡冻土上限层上水及下滑所产生的推力作用,加大了挡墙压力,因此墙顶上方要设计挡水埝,还应加设挡水板。其次,层上水和融化水还有可能使土体沿换填面产生下滑作用。为了减小这种下滑力,换填面可以设计成斜向阶梯状面,而不是斜平面,这样可以有效地增加抗滑阻力,减轻挡土墙的负荷。

此外,由于本文的分析主要是对土压力的测试分析,测试周期还不足够长,没有全面考察土压力和冻胀力的关系。尽管换填土的冻胀量是很小的,但由于冻土上限层上水或其他水分的作用,当填土中的含水率超过临界冻胀含水率时,将可能产生较大的冻胀,冻胀力不可以忽略不计,挡土墙设计时采用土压力而不采用水平冻胀力作为设计控制荷载的思路还需要进一步修正。这也需要进一步的试验及长期观测资料支持。

参考文献:

- [1] 丁靖康,等.水平冻胀力研究[A].第二届全国冻土学术会议论文集[C].兰州:甘肃人民出版社,1983.233-239.
- [2] 铁道第一勘察设计院.厚层地下冰段路桥涵关键技术的研究(北麓河)-L型挡土墙试验研究阶段报告[R].兰州,兰州交通大学,2003.
- [3] 梁波,王家东,等.多年冻土地区L型挡土墙土压力(冻胀力)的分析与试验[J].冰川冻土,2002,24(5):628-633.
- [4] 陈震.散体极限平衡理论基础[M].北京:水利电力出版社,1987.
- [5] 多年冻土地区建筑地基基础设计规范(JGJ118-98)[S].北京:中国建筑工业出版社出版,1992.
- [6] 赖远明,刘松玉,等.寒区挡土墙温度场,渗流畅和应力场耦合问题的非线性分析[J].土木工程学报,2003,36(6):88-95.
- [7] 王家东.L型挡土结构及其在多年冻土地区的应用研究[D].兰州:兰州交通大学,2003.
- [8] 铁路工程设计技术手册-路基[S].北京:中国铁道出版社,1992.