

文章编号:1671-6833(2013)06-0085-05

连续刚构桥顶推力计算与优化分析

李 杰¹, 陈 彬²

(1. 郑州大学 土木工程学院, 河南 郑州 450001; 2. 河南高速监理咨询有限公司, 河南 郑州 450000)

摘 要:以白水峪大桥为背景,利用有限元软件 MIDAS/Civil 建立五跨连续刚构桥的空间梁单元有限元模型,分析合龙口不同顶推力作用下成桥阶段主梁的水平位移,讨论合龙温度对顶推力及梁体纵向变形的影响.通过数值计算和对比得出:顶推力与成桥后主梁的水平位移呈线性变化,次中跨顶推力和中跨顶推力对各墩顶水平位移的影响程度不同,当增大次中跨顶推力对于边跨主墩的水平位移有利,而对于中跨主墩的水平位移不利;当增大中跨顶推力对于所有主墩的水平位移均有利;对于五跨连续刚构桥,合龙顶推力应着重调整优化中跨顶推力;最后依据合龙施工现场实际温度,利用给出的成桥后主梁水平位移与合龙温度的关系对顶推力进行调整,达到优化顶推力的目的.

关键词:连续刚构桥;合龙;顶推力;温度修正

中图分类号:U441

文献标志码:A

doi:10.3969/j.issn.1671-6833.2013.00.021

0 引言

连续刚构桥采用悬臂施工,施工现场的合龙温度以及成桥后混凝土收缩、徐变效应对连续刚构桥主梁和桥墩的变形具有较大影响,此外运营过程中,由于混凝土收缩、徐变的影响,主梁跨中产生下挠变形引起主墩向跨中方向的偏位.为了消除该不良影响,实际施工中通过施加合龙顶推力使主墩产生反向预偏量,以达到抵消后期混凝土收缩徐变产生的主墩水平位移的目的^[1-2].

连续刚构桥合龙顶推力计算已有的研究多采用解析法,如文献[3]采用消除墩顶水平位移法和消除主梁拉力法分别计算了合龙顶推力;文献[4]推导了连续刚构桥中跨合龙时合龙顶推力的解析公式;文献[5]提出在一般情况下选择低温合龙对结构受力是有利,给出了连续刚构桥在高温合龙情况下采取预施加反顶力的施工对策.此外还有一些文献对连续刚构桥合龙力计算、高温合龙措施进行了讨论^[6].笔者以三淅高速白水峪大桥为例,通过分析不同组合的次中跨和中跨顶推力对成桥线形影响,确定合龙顶推力的取值,分析合龙温度对成桥线形的影响,并根据实际合龙温度对顶推力进行修正.

1 工程概况及有限元建模

1.1 工程概况

白水峪大桥,是三门峡至淅川高速公路灵宝至卢氏段上的一座五跨预应力混凝土连续刚构桥.大桥分为左右两幅,左幅桥位于 $R=2\,500\text{ m}$ 的左偏圆曲线内,右幅桥位于 $R=2\,900\text{ m}$ 的右偏圆曲线内.大桥跨径组成为 $65\text{ m}+3\times 120\text{ m}+65\text{ m}$,主梁截面采用单箱单室,顶板宽 12.5 m ,底板宽 7 m ,顶板悬臂长度 2.75 m ;箱梁根部梁高 7.3 m ,跨中梁高 2.7 m .主桥桥墩采用双肢等截面矩形实体薄壁墩,双肢间距 5.6 m ,单肢截面尺寸 $7\times 1.7\text{ m}$,最大的墩高为 77 m ;大桥采用挂篮悬臂浇筑施工.左幅桥立面布置如图 1 所示.

1.2 有限元建模及成桥后变形

采用桥梁结构分析软件 MIDAS/Civil 进行数值仿真分析,全桥采用空间梁单元模拟.主梁和桥墩的连接采用主从节点刚性连接模拟.施工过程中的施工荷载如节段湿重、挂篮重量,采用节点力和节点弯矩模拟,同时模型中考虑混凝土收缩徐变效应、水泥强度随时间增长效应.主梁控制截面编号如图 1 所示,其中截面 A、F 为边跨支承处截面,截面 B、C、D、E 为墩顶截面.

收稿日期:2013-05-30;修订日期:2013-07-19

基金项目:河南省交通运输科技计划项目(2013K23)

作者简介:李杰(1974-),男,陕西省宝鸡人,郑州大学副教授,博士,主要从事桥梁结构理论研究,E-mail:lijie2007@zzu.edu.cn.

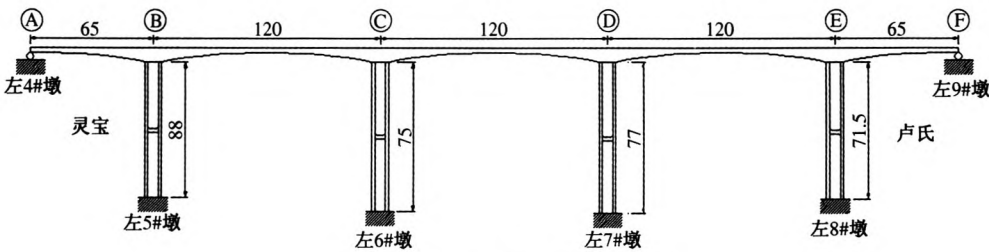


图1 白水峪大桥立面布置（单位：m）

Fig.1 Elevation view of Baishuiyu Bridge (unit: m)

成桥运营阶段导致墩顶水平位移的主要原因是长期荷载作用下混凝土收缩、徐变及实际合龙温度与设计合龙温度的合龙温差等因素. 在设计的合龙方案下,通过有限元软件模拟整个施工过程,并计入1 000 d(约3 a)的混凝土收缩徐变,得出成桥1 000 d后主梁的水平位移,其中4#、5#、8#和9#墩顶发生较大的水平位移. 主梁水平位移的正方向为曲线的切线方向,以桥梁大里程方向为正. 当不施加顶推力时,成桥1 000 d后各个控制截面处的位移如表1所示.

表1 主梁的水平位移(未施加顶推力)

Tab.1 The horizontal displacement of main beam (not apply jacking force) mm

截面	累计水平位移	1000 d 收缩徐变产生的水平位移	最终水平偏位
A	25.09	36.71	61.80
B	13.06	27.20	40.25
C	-7.42	7.56	0.15
D	-1.41	-11.38	-12.78
E	-20.26	-28.73	-49.00
F	-25.48	-35.98	-61.47

从表1可以看出,当合龙时未施加顶推力对于成桥运营阶段主梁的变形是不利的,因此施加合龙顶推力很有必要.

2 顶推力计算方法

根据实际施工的合龙方案,先合龙次中跨,后合龙中跨. 在次中跨顶推力作用下,5#、8#墩的水平位移为有利的水平位移,6#、7#墩的水平位移为不利的水平位移. 在中跨顶推力作用下,增大5#、8#墩的有利水平位移,减小了6#和7#的不利水平位移. 因此,中跨顶推力不应小于次中跨顶推力,首先取中跨顶推力为次中跨顶推力2倍进行研究. 次中跨顶推力记为 f ,那么中跨顶推力为 $2f$,顶推力施加如图2所示.

将次中跨顶推力 f 分别取值为0,100,200 kN,此时对应的中跨顶推力为0,200,400 kN,通过计算

得出各墩顶控制截面水平位移如表2所示.

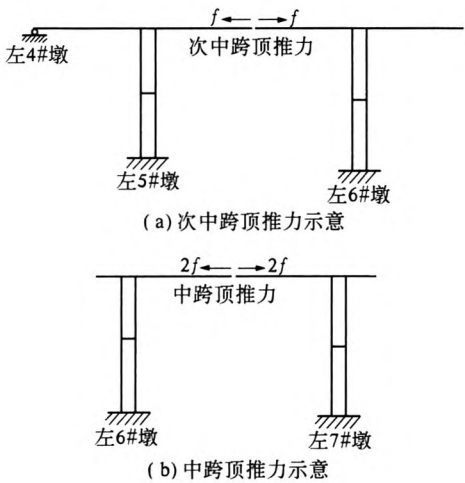


图2 顶推力施加示意

Fig.2 Diagram of jacking force

表2 不同的次中跨、中跨顶推力作用下控制截面水平位移

Tab.2 The section displacement under different jacking force of side mid-span and mid-span

截面	次中跨顶推力 + 中跨顶推力/kN			水平位移增量/mm	
	0 + 0	100 + 200	200 + 400	增量1	增量2
A	61.80	50.95	40.10	-10.85	-10.85
B	40.25	29.30	18.35	-10.95	-10.95
C	0.15	1.90	3.65	1.75	1.75
D	-12.78	-14.07	-15.36	-1.29	-1.29
E	-49.00	-37.28	-25.56	11.72	11.72
F	-61.47	-50.23	-38.99	11.24	11.24

表2中增量1为顶推力组合(100+200)kN与组合(0+0)下控制截面的水平位移差值,增量2为组合(200+400)kN与组合(100+200)kN下控制截面的差值,其余表格中增量的含义类同. 从表2的数据可以看出,当次中跨和中跨顶推力成倍增加时,各控制截面的水平位移的相邻组合增量相同. 为了研究主梁水平位移受次中跨顶推力和中跨顶推力的影响程度,取次中跨顶推力为100 kN,中跨顶推力依次取为200,300,400 kN.

计算各墩顶控制截面处水平位移如表 3 所示. 从表 3 可以得出,次中跨顶推力不变时,各控制截面处的水平位移随着中跨顶推力的增大呈线性变化. 综合表 2 和表 3 的水平位移变化规律,计算出次中跨顶推力为 400,450,500,550 kN,中跨顶推力为 1 200 kN 时主梁各控制截面处水平位移,计算结果如表 4 所示.

从表 4 可以看出,当中跨顶推力不变时,各控制截面处的水平位移随着次中跨顶推力的增大呈线性变化. 根据表 3 和表 4 的可以得出,中跨顶推

表 3 不同的中跨顶推力作用下控制截面水平位移

Tab.3 The section displacement under different jacking force of mid-span

截面	次中跨顶推力 + 中跨顶推力/kN			水平位移增量	
				增量 1	增量 2
	0 + 0	100 + 200	200 + 400		
A	50.95	48.12	45.30	-2.82	-2.82
B	29.30	26.45	23.61	-2.85	-2.85
C	1.90	-0.92	-3.74	-2.82	-2.82
D	-14.07	-10.89	-7.71	3.18	3.18
E	-37.28	-34.26	-31.24	3.02	3.02
F	-50.23	-47.32	-44.42	2.90	2.90

表 4 不同的次中跨顶推力作用下控制截面水平位移

Tab.4 The section displacement under different jacking force of side mid-span

截面	次中跨顶推力 + 中跨顶推力/kN				水平位移增量		
	400 + 1 200	450 + 1 200	500 + 1 200	550 + 1 200	增量 1	增量 2	增量 3
A	7.11	4.51	1.91	-0.69	-2.60	-2.60	-2.60
B	-14.93	-17.57	-20.19	-22.82	-2.63	-2.62	-2.63
C	-4.12	-0.42	3.27	6.96	3.69	3.70	3.69
D	-5.23	-9.05	-12.87	-16.69	-3.82	-3.83	-3.82
E	9.95	12.79	15.63	18.48	2.85	2.84	2.85
F	-4.89	-2.17	0.54	3.26	2.72	2.71	2.72

力和次中跨顶推力对主梁水平位移的影响程度. 当顶推力增大 100 kN 时各控制截面的水平位移如表 5 所示. 从表 5 可以看出,当次中跨顶推力增加时对 A、B、E、F 截面水平位移有利,但是对 C、D 截面水平位移不利;当中跨顶推力增大时对所有截面来说均有利,对 A、B、E、F 截面水平位移的影响程度是次中跨顶推力影响程度的 54% 左右. 因此,在顶推力的优化中应着重调整次中跨顶推力的大小. 根据上述规律得出多种顶推力组合下主梁各控制截面的水平位移值如表 6 所示.

从表 6 可以看出,当次中跨顶推力为 500 kN、中跨顶推力为 1 300 kN 时,基本可以抵消成桥 1 000 d 后主梁上各控制截面的不利水平位移,相比设计图纸给定的顶推力组合(次中跨顶推力 700 kN、中跨顶推力 1 500 kN)来说,在一定程度上实现了对顶推力的优化.

3 温度对合龙的影响

当实际合龙温度低于设计合龙温度时,即在低温状态下合龙,成桥后的合龙温差会产生有利

表 5 次中跨和中跨顶推力分别增大 100 kN 下主梁水平位移

Tab.5 The displacement of beam under the increase 100 kN of side-middle and mid-span's jacking force

截面	mm		
	次中跨顶推力增加 100 kN	中跨顶推力增加 100 kN	中跨顶推力/次中跨顶推力
A	-5.19	-2.82	0.54
B	-5.25	-2.85	0.54
C	7.40	-2.82	—
D	-7.65	3.18	—
E	5.68	3.02	0.53
F	5.42	2.90	0.54

表 6 不同的顶推力下主梁控制截面水平位移

Tab.6 The displacement of beam's control section under the different jacking force

截面	次中跨顶推力/中跨顶推力						
	500/1 100	500/1 200	500/1 300	600/1 200	600/1 300	700/1 400	700/1 500
A	4.73	1.91	-0.91	-3.29	-6.12	-14.14	-16.97
B	-17.34	-20.19	-23.04	-25.45	-28.30	-36.40	-39.25
C	6.09	3.27	0.46	10.66	7.84	12.41	9.59
D	-16.05	-12.87	-9.69	-20.51	-17.33	-21.80	-18.62
E	12.61	15.63	18.65	21.32	24.34	33.04	36.06
F	-2.36	0.54	3.44	5.98	8.88	17.22	20.12

的升温效应^[7-9]. 同理,当实际合龙温度高于设计合龙温度时,成桥后因降温将导致墩顶产生由边跨往中跨方向的水平位移,主梁及桥墩将产生温度附加内力,当温度附加内力超出设计容许的范围,将影响结构安全. 为了消除合龙温差的不利影响,可在合龙时通过顶推力进行调整. 当整体升温 0,2,4,6,8,10℃时主梁主要控制截面的水平位移如表 7 所示.

表 7 温度变化作用下主梁控制截面水平位移
Tab.7 The displacement of beam's control section under the effect of temperature change mm

截面	整体升温						相邻温度下水平位移增量			
	0℃	2℃	4℃	6℃	8℃	10℃	增量 1	增量 2	增量 3	增量 4
A	0	-4.8	-9.6	-14.4	-19.2	-24.1	-4.8	-4.8	-4.8	-4.8
B	0	-3.5	-6.9	-10.4	-13.9	-17.3	-3.5	-3.5	-3.5	-3.5
C	0	-1.0	-2.1	-3.1	-4.1	-5.2	-1.0	-1.0	-1.0	-1.0
D	0	1.3	2.6	3.9	5.2	6.5	1.3	1.3	1.3	1.3
E	0	3.5	7.0	10.5	14.0	17.5	3.5	3.5	3.5	3.5
F	0	4.6	9.2	13.7	18.3	22.9	4.6	4.6	4.6	4.6

表 7 中增量 1 为整体升温 2℃与 0℃下主梁控制截面的水平位移增量,增量 2 为整体升温 4℃与 2℃下主梁控制截面的水平位移增量,其余依次类推. 从表 7 可以看出,相邻温度下主梁控制截面的水平位移增量相等,说明升温时主梁主要控制截面的水平位移随着温度的升高呈线性增大,同理降温时主梁各控制截面的水平位移也呈线性减小. 从表 7 还可以看出,温度变化对截面 A 处的水平位移影响较大. 通过计算合龙温差对截面 A 水平位移的大小来优化次中跨顶推力,则可得到合龙温差产生的合龙变形需优化的顶推力公式如式(1)所示:

$$\Delta f = \Delta t \times \delta'_A / \delta''_A \tag{1}$$

式中: Δf 为因温差需要调整的顶推力,kN; Δt 为设计温度和实际现场温度的差值,℃; δ'_A 为温度每降低 1℃引起截面 A 处的水平位移,mm; δ''_A 为次中跨顶推力每增加 1 kN 引起截面 A 处的水平位移,mm.

白水峪大桥设计图纸给出的合龙温度为 12~22℃,大桥在初冬合龙,现场合龙的温度会低于该合龙温度区间,根据本文的方法对次中跨顶推力进行调整. 当合龙时温度为 6℃时,次中跨顶推力需要减小 Δf , $\Delta t=6℃$,由表 5 可得 $\delta''_A=0.0519$ mm,由表 7 可得 $\delta'_A=2.4$ mm. 所以 $\Delta f=6\times 2.4/0.0519=277.45$ kN.

4 结论

(1) 采用有限元数值方法对多跨连续刚构桥合龙顶推力进行分析直观简捷,同时可以根据施工中合龙温度的不同,应用参数间简单的公式及时优化和修正顶推力大小.

(2) 对于五跨连续刚构桥来说,次中跨顶推

力和中跨顶推力对各墩顶水平位移的影响程度不同,增大次中跨顶推力对于边跨主墩的水平位移有利,而对于中跨主墩的水平位移不利;增大中跨顶推力对于所有主墩的水平位移均有利;在五跨连续刚构桥顶推力调整中着重调整中跨顶推力.

(3) 主梁各控制截面处的水平位移随着合龙温度的升高呈线性增大,同理随着合龙温度的降低呈线性减小. 当实际合龙温度和设计合龙温度存在差值时,可以通过改变顶推力的大小改善合龙温差对结构产生的影响.

参考文献:

[1] 徐建国,陈淮,王博,等. 连续箱梁桥力学性能分析[J]. 郑州大学学报:工学版,2004,25(1):28-30.
[2] 张刚刚,吴重男. 连续刚构桥合龙段顶推力设计探讨[J]. 中外公路,2011,35(5):119-122.
[3] 殷灿彬,王解军,唐灿. 连续刚构桥高温合龙顶推力的计算方法研究[J]. 中南林业大学学报,2009,29(1):111-116.
[4] 邹毅松,单荣相. 连续刚构桥合龙顶推力的确定[J]. 重庆交通学院学报,2006,25(2):12-15.
[5] 周光伟,陈得良,刘榕. 连续刚构桥合龙温度的合理确定及高温合龙对策[J]. 重庆交通学院学报,2006,22(3):15-19.
[6] 刘海波. 大跨度连续刚构桥中跨高温合龙技术[J]. 铁道建筑,2005(5):15-17.
[7] 李亚林,周玮. 连续刚构桥顶推力计算方法及受力性能分析[J]. 交通科技与经济,2012,9(5):6-8.
[8] 栾坤鹏,张雪松,高洪如. 连续刚构桥合龙顶推力优化计算方法[J]. 鲁东大学学报:自然科学版,2011,27(1):92-96.
[9] 潘国兵,刘毅. 多跨连续刚构桥主梁合龙方案研究及对应顶推力计算[J]. 公路交通科技:应用技术版,2012(91):193-198.

Analysis of Continuous Rigid Frame Bridge Jacking Force Calculation and Optimization

LI Jie¹, CHEN Bin²

(1. School of Civil Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China; 2. Henan Highway Supervision Consultation Co. Ltd., Zhengzhou 450000, China)

Abstract: Taking the Baishuiyu bridge as the back ground, using the finite element software MIDAS/Civil to built the space beam finite element model of five span continuous rigid frame bridge, horizontal displacement of the finished bridge's main girder is analyzed under different jacking force, then effect among the closure's temperature, jacking force and horizontal displacement is discussed. Through numerical calculation and contrast, it draws the conclusion that the relation between jacking force and horizontal displacement are linear variation. The effect of jacking force of the side middle span and middle span to pier top's horizontal displacement is different. When jacking force of side middle span is increased, it is favorable to the side span's main pier of the horizontal displacement and unfavorable to the middle span's main pier of the horizontal displacement. When jacking force of middle span is increased, it is favorable to all main pier of the horizontal displacement. So to the five span continuous rigid frame bridge, it should preferentially adjust jacking force of main span. Finally, according to temperature of the fact site, to use relation between closure's temperature and horizontal displacement, jacking force is adjusted to optimize the jacking force.

Key words: continuous rigid frame bridge; closure; jacking force; temperature correction

(上接第 62 页)

Effect of Annealing on the Tensile Properties and Microstructures of Micro-injection Molded Isotactic Polypropylene

PAN Ya-min, SHI Su-yu, CHANG Bao-bao, LU Bo, ZHENG Guo-qiang, LIU Chun-tai, SHEN Chang-yu

(School of Materials Science and Engineering, Zhengzhou University, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: The isotactic polypropylene (iPP) samples were prepared by using micro-injection molding. Tensile test, wide-angle X-ray diffraction (WAXD), small-angle X-ray scattering (SAXS) and differential scanning calorimetry (DSC) were conducted to investigate the effect of annealing on the tensile properties and microstructures of micro-injection molded iPP. The results of the tensile test reveal that the tensile properties of the iPP products are improved after being annealed at different temperature (100 °C, 120 °C and 140 °C). For that annealed at 140 °C, the tensile strength and modulus are increased by 100.30% and 90.32%, respectively, the elongation at break increases by 23.09% and the tensile toughness by 156.44%. The microstructure analysis shows that the improvements of tensile strength and tensile modulus of iPP specimens are attributed to the increasing of crystallinity and lamellae thickness after annealed; meanwhile, the increasing thickness of amorphous region and the flexibility of molecular chain segment in amorphous region lead to the improvement of the elongation at break and the tensile toughness.

Key words: annealing; isotactic polypropylene; microinjection molding; tensile property; microstructures