DOI:10.14048/j.issn.1671－2579.2019.03.020

三塔四跨悬索桥合理结构布置形式研究

沈锐利，侯康，张新
（西南交通大学 土木工程学院，四川 成都 610031）

摘要：为明确不同结构布置形式应用在三塔四跨悬索桥中的合理性，构建了主跨600～1 400 m范围内的5座三塔四跨悬索桥，对汽车荷载作用下结构竖向刚度及主缆抗滑系数这两项控制指标进行了计算分析，并深入探讨了不同主跨跨径下塔梁连接形式、缆梁连接形式及缆索系统布置形式对结构产生的影响。研究表明：三塔四跨悬索桥在单跨满布汽车荷载下，随主跨跨径的增大，“中塔效应”越易缓解；当对鞍座进行适当改进以提高主缆与鞍座间的名义摩擦系数后，三塔四跨悬索桥桥跨布置可大幅拓宽；塔梁连接形式对“中塔效应”的影响体现在其纵向约束存在与否，无纵向约束体系的竖向刚度及主缆抗滑系数显著降低；缆梁连接形式对“中塔效应”的影响非常明显，但其导致了中央扣及部分吊索的疲劳、锚固及索夹滑移问题；缆索系统布置形式对“中塔效应”影响较弱，协作体系仅会产生不利的影响。综合对比分析表明：从缓解“中塔效应”的角度出发，不设置中央扣，塔梁间设置纵向约束的平面缆体系更适用于三塔四跨悬索桥。

关键词：多塔悬索桥；中塔效应；参数分析；塔梁连接形式；缆梁连接形式；缆索系统布置形式

1 引言

作为两塔悬索桥在结构体系上的创新，多塔悬索桥通过增设中间桥塔，在满足通航要求、跨越同宽水域前提下，与两塔悬索桥相比，可大幅减小主缆力及桥塔上塔柱高度，起到减小锚碇及桥塔规模与施工难度的作用，具有十分明显的技术、经济优势，在跨越海湾、海峡的桥梁工程中具有很强的竞争力。

但是，由于“中塔效应”这一多塔悬索桥独有的力学行为，使结构竖向刚度和主缆抗滑安全性成为一对矛盾体。在单跨满布汽车荷载作用下，当中塔纵向刚度较大时，结构整体刚度大、行车舒适性高，但中塔顶鞍座两侧主缆不平衡力增大，主缆与鞍座可能发生滑移问题；当减小中塔纵向刚度，主缆与鞍座间的抗滑问题得到缓解，但结构整体刚度下降。从既有的设计和分析资料看，由于三塔悬索桥存在不能同时满足挠跨比与抗滑安全系数的桥跨布置，从而限制了其适用范围，如能够通过调整结构体系布置形式的方式来缓解“中塔效应”，即可提升其竞争力。

三塔四跨悬索桥是两塔悬索桥发展到多塔后最基本的结构形式。然而，现有对三塔悬索桥开展的参数分析大多以泰州长江大桥等已建大跨径三塔悬索桥为工程背景，主跨跨径局限于1 080 m，对不同主跨跨径下三塔四跨悬索桥适用的结构布置形式尚无系统分析，且研究集中在中塔的纵向刚度，对塔梁连接形式、缆梁连接形式及缆索系统布置形式的研究较少，因此有必要对不同主跨跨径下各种布置形式对三塔四跨悬索桥产生的影响进行研究，以了解不同主跨跨径所对应的适宜结构体系。

2 结构参数拟定

悬索桥设计参数主要分为总体布置、锚碇设计、桥塔设计、加劲梁设计、缆索系统设计和相应构件的附属构造。

其中锚碇是将主缆的拉力传递给地基的构件，在计算模型中可以简化为约束，附属构造对模型的刚度与质量影响小，因此也不做讨论。已有研究成果表明：较大的垂跨比可为多塔悬索桥提供更佳的结构性能，除瓯江北口大桥由于航空限高而采用了1/10的垂跨比，其他多塔悬索桥均采用了规范中推荐范围的上限

收稿日期：2018－09－10
作者简介：沈锐利，男，博士，教授，博士生导师，E－mail：rlshen@163.com

值 1/9。边中跨比主要受到桥位处锚碇布置位置所需地质条件的限制，在取值合理的情况下，其对结构力学行为的影响不明显。综合考虑这些因素，文中各计算模型的垂跨比取为 1/9，边中跨比取为 0.3。同时，考虑到已建及在建的三塔悬索桥跨径分布在 800～1 100 m 的区间内，可推知目前三塔悬索桥在这一跨径范围的水域内具有较强的生命力，为涵盖此区间，该文对主跨跨径 600～1 400 m 范围内的三塔四跨悬索桥进行研究。

2.1 桥塔及加劲梁设计参数

桥塔对悬索桥力学行为的影响主要体现在其纵向刚度 K_t，参考已建悬索桥桥塔 K_t，将 8 MN/m 作为边塔的纵向刚度，将 6.5 MN/m 作为中塔的纵向刚度。加劲梁采用典型悬索桥钢箱梁断面，具体截面特性见表 1。各结构在中塔位置处加劲梁设置纵向约束，与已建三塔悬索桥保持一致。

表 1 加劲梁设计参数

面积/m^2	横向惯矩/m^4	竖向惯矩/m^4	扭转惯矩/m^4	恒载集度/(kN·m^{-1})
1.665	204.590	2.218	6.278	233.545

2.2 缆索系统设计参数

主缆采用 1 770 MPa 预制平行钢丝，截面尺寸参考《悬索桥设计手册》进行拟定，缆索系统主要参数见表 2，表中仅示出半结构的吊索间距。

表 2 缆索系统布置参数

主跨/m	主缆面积/m^2	吊索间距/m	
		边跨	主跨
600	0.157 2	40+6×16+18+26	26+18+32×16+18+26
800	0.215 0	32+13×16	50×16
1000	0.276 3	40+15×16+20	20+60×16+20
1200	0.341 6	48+18×16+24	24+72×16+24
1400	0.411 2	56+20×16+18+26	26+18+82×16+18+26
600	0.157 2	40+6×16+18+26	26+18+32×16+18+26

注：“×”前为主缆分点个数减 1，“×”后为主缆分点间距，按照从小里程向大里程的方向考虑。

根据拟定的参数，基于 BNLAS 软件建立了不同主跨跨径的三塔四跨悬索桥有限元模型，如图 1 所示。恒载状态下各结构均达到了设计线形，吊索力也较均匀，表明了恒载状态的合理性。

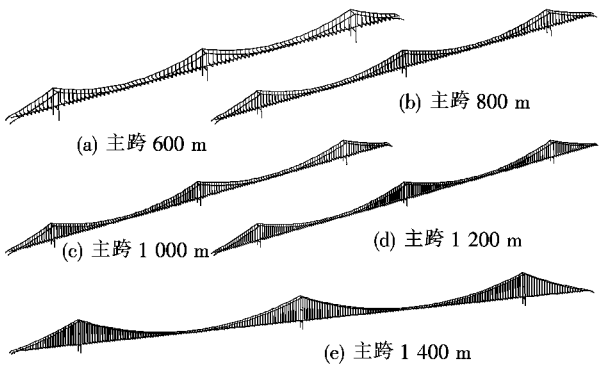


图 1 有限元模型计算简图

2.3 汽车荷载作用下主要结果对比

多塔悬索桥的主要控制指标为汽车荷载作用下加劲梁的挠跨比和主缆与中塔鞍座间的抗滑安全系数。挠跨比指汽车荷载作用下加劲梁最大挠度与主跨跨径的比值，抗滑安全系数采用规范中推荐的计算公式：

$$K=\frac{\mu\alpha_s}{\ln(F_{ct}/F_{cl})} \tag{1}$$

式中：μ 为主缆与鞍座间的摩擦系数；α_s 为主缆在鞍槽上的包角(rad)；F_{ct}、F_{cl} 分别为主缆紧、松边拉力。

文中汽车荷载采用八车道公路－Ⅰ级荷载，在此荷载作用下加劲梁竖向挠度及挠跨比见表 3。

表 3 汽车荷载下加劲梁竖向挠度及挠跨比

主跨跨径/m	竖向挠度/m	挠跨比
600	2.638	1/228
800	3.395	1/236
1 000	4.066	1/247
1 200	4.717	1/255
1 400	5.324	1/264

由表 3 可以看出：在当前设计参数下，1 200 m 以下结构的挠跨比大于规范 1/250 的限值。但随着主跨跨径的增大，结构的恒活比提高，三塔四跨悬索桥在汽车荷载作用下的竖向挠度已不再成为该结构体系的控制条件。

图 2 为单跨满布汽车荷载作用下不同摩擦系数对应的三塔四跨悬索桥中塔顶主缆与鞍座间的抗滑安全系数。由于主缆垂跨比均控制在 1/9，中塔两侧主缆线形与泰州长江大桥基本一致，主鞍座包角相近，因此图中主缆抗滑安全系数的计算基于泰州长江大桥 47.9°的索鞍包角。摩擦系数0.15对应于规范推荐值；0.20 对应泰州长江大桥增设两道竖向摩擦板后的设

计取值；0.30 对应瓯江北口大桥鞍槽均设竖向摩擦板后的推荐值；0.25 则为丰富该文对比分析的增设值。

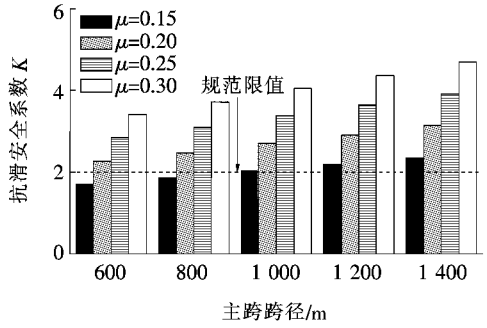


图 2　不同摩擦系数下主缆抗滑安全系数 K

由图 2 可见：① 当摩擦系数取规范推荐值 0.15 时，对于主跨小于 1 000 m 的三塔悬索桥，其主缆抗滑安全性不满足规范 $K\geqslant 2$ 的要求。同时由前述分析可知此跨径范围内结构的挠跨比也无法满足规范要求，表明在已建三塔悬索桥采用的调整中塔纵向刚度的作法无法解决这一问题；② 随着主跨跨径的增大，结构恒活比提高，抗滑安全性便能满足要求，可见如 μ 采用规范推荐值，三塔四跨悬索桥仅适用于 1 000 m 以上的大跨径三塔四跨悬索桥，限制了该结构体系的适用范围；③ 若将摩擦系数提高至 0.20 及以上，所有跨径均能满足抗滑安全性的要求，此时可通过增大中塔纵向刚度使跨径 1 200 m 以下的结构满足挠跨比要求。

3　三塔四跨悬索桥参数分析

在不同的结构布置形式下除结构竖向挠度、主缆与鞍座间的抗滑系数外，各布置形式下特殊位置构件的受力状态同样重要，直接关系到当前布置形式的合理与否，为此对其开展研究。

3.1　塔梁连接形式

塔梁间的连接形式分为漂浮体系，即释放中塔位置处加劲梁的纵向位移；半漂浮体系，即在中塔位置处设置纵向弹性索与加劲梁相连，中塔一侧共布置 4 根，单根面积为 173.57 cm^2；固结体系，即将加劲梁与中塔固结；纵向支座体系，即在中塔位置处加劲梁设置纵向支座，即为前述计算所采用的形式。

不同塔梁连接形式对应的汽车荷载下加劲梁最大竖向挠度如图 3 所示。由图 3 可知：三塔悬索桥加劲梁在中塔位置处设置纵向约束后对结构竖向刚度的提高有较好的效果，主跨跨径越大提升效果越显著。相比于其他 3 种约束体系，固结体系对减小加劲梁竖向挠度最为有效，但减幅有限。竖向刚度的提升源于纵向有约束的体系将加劲梁与中塔联系在了一起，将原本作用在中塔顶的主缆不平衡力转移至中塔下横梁位置，作用点高度显著降低，从而缓解了桥塔的纵向偏位。

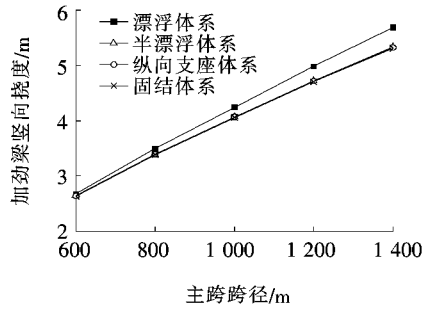


图 3　塔梁连接形式对加劲梁挠度的影响

4 种塔梁连接形式下主缆抗滑安全系数如图 4 所示。

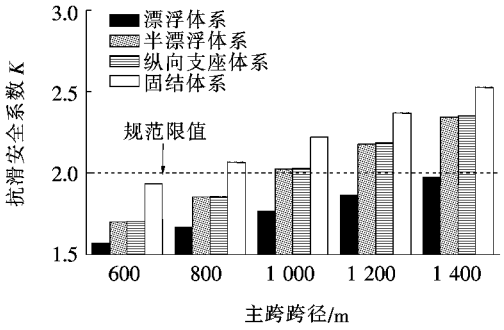


图 4　塔梁连接形式对主缆抗滑安全系数的影响

由图 4 可知：由于缺少了中塔位置加劲梁的纵向约束，漂浮体系对应的主缆抗滑系数在 4 种塔梁约束体系中最小，且随着跨径的增大，与其他体系的差距增大。对于半漂浮体系，在各主跨跨径下，其对结构竖向挠度的影响与纵向支座体系基本一致。相对于其他 3 种约束体系，固结体系对主缆抗滑安全系数的提高最为有效，但随着主跨跨径的增大，其效果趋于平缓，最终维持在纵向支座体系的 1.1 倍附近。

表 4 为 3 种设置纵向约束的体系内中塔位置加劲梁的纵向约束反力。

由表 4 可得：随着跨径的增大，纵向反力增大非常明显，主跨 1 400 m 时纵向反力接近 22 000 kN，但在同一跨径下 3 种设置纵向约束的体系纵向力差异较小。综上，半漂浮体系及纵向支座体系对结构各方面的影响均较为相似，因此在各类三塔悬索桥中可灵活选用。虽然固结体系增大了中塔及中塔处加劲梁的设计难度，但其对结构竖向刚度及主缆抗滑问题的改善效果最为明显，且已成功应用在实际工程中，因此也是

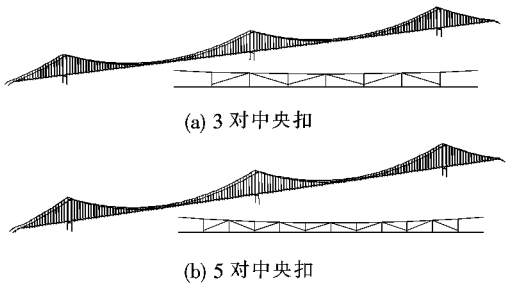
一种较好的加劲梁约束形式。

表 4 不同塔梁连接方式中塔位置加劲梁纵向力

主跨跨径/m	纵向约束反力/kN		
	半漂浮体系	纵向支座体系	固结体系
600	3 767	3 877	4 090
800	7 406	7 556	7 748
1 000	11 888	12 078	12 241
1 200	16 699	16 898	17 025
1 400	21 628	21 873	21 959

3.2 缆梁连接形式

缆梁间的连接方式分为设置 3 对中央扣和设置 5 对中央扣，均采用柔性中央扣，每根中央扣斜拉索采用 2 根 ϕ5－211 规格的高强镀锌钢丝，单根面积为41.43 cm^2，具体布置如图 5 所示。



(a) 3 对中央扣

(b) 5 对中央扣

图 5 不同中央扣对数下结构总体布置图

不同中央扣对数对应的汽车荷载作用下加劲梁最大竖向挠度如图 6 所示，图 7 为是否设置中央扣后结构的变形图，图中以中塔底为基准点，将两者的变形图叠放在一起。

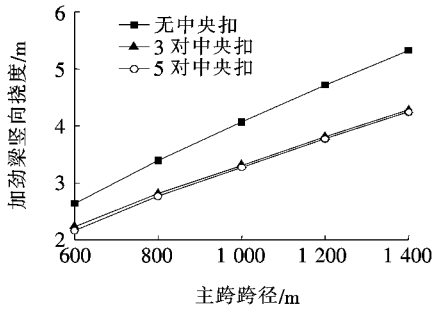


图 6 缆梁连接形式对加劲梁挠度的影响

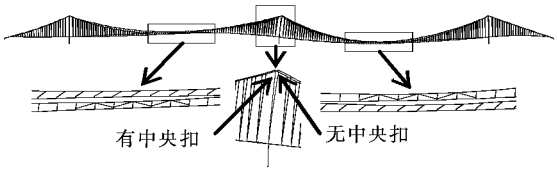


图 7 是否设置中央扣结构变形图(变形放大 10 倍)

由图 6 可知：在设置中央扣的情况下，中央扣对数对加劲梁竖向挠度影响较小，但相对于无中央扣的结构，其通过将加劲梁与主缆联系在一起，增大了非加载跨主缆的纵向刚度，从而约束了中塔顶纵向偏位，进而显著提升了结构竖向刚度。由图 7 可看出：无中央扣时主缆与加劲梁间存在较大的纵向位移差，吊索明显倾斜，设置中央扣后即可限制此位移差，起到增强主缆与加劲梁联系的作用。

不同中央扣对数下主缆的抗滑安全系数如图 8 所示。

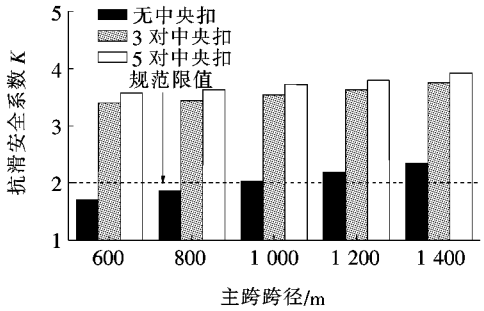


图 8 缆梁连接形式对主缆抗滑安全系数的影响

由图 8 可知：在设置中央扣的情况下，中央扣对数对主缆抗滑安全系数影响较小，多设置 2 对中央扣，仅能将抗滑安全系数提高不到 5%。但相对于不布置中央扣的基础模型提升巨大，能提高 56%以上，且跨径越大功效越明显。

表 5 为设置 3 对及 5 对中央扣时中央扣自身及其布置范围内吊索的内力。

表 5 缆梁连接形式下中央扣及其范围内吊索内力

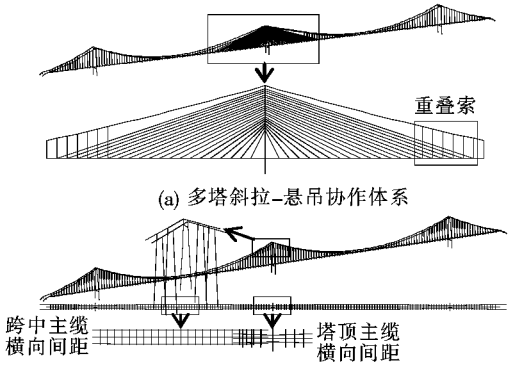
主跨跨径/m	构件	3 对中央扣/kN		5 对中央扣/kN	
		MAX	MIN	MAX	MIN
600	中央扣	5 244	42	5 288	40
	吊索	2 376	289	2 374	511
800	中央扣	6 316	38	5 876	38
	吊索	2 422	0	2 411	456
1 000	中央扣	7 239	35	6 445	37
	吊索	2 460	0	2 439	357
1 200	中央扣	8 232	32	6 998	35
	吊索	2 500	0	2 471	25
1 400	中央扣	9 179	31	7 532	34
	吊索	2 538	0	2 498	0

由表 5 可知：中央扣及其范围内吊索在汽车荷载作用下内力幅很大，受力最小时中央扣接近松弛的状

态，部分范围内吊索则完全处于松弛状态；受力最大时中央扣需承受约 4 倍以上的恒载，吊索则需承受约 1.4 倍的恒载。对于两者的疲劳、锚固及索夹抗滑问题都非常不利，在解决中央扣及其布置范围内吊索的受力问题前，中央扣并不适合用在多塔悬索桥中。增加中央扣对数能够缓解其不利的受力状态，但功效有限。

3.3　缆索系统布置形式

缆索系统布置形式分为多塔斜拉－悬吊协作体系及多塔空间缆索体系。其中协作体系的斜拉索单根面积为 173.57 cm^2，由于斜拉索布置范围内的加劲梁由斜拉索支撑，因此对主缆面积进行折减，以保证应力相似。多塔空间缆索体系通过调整塔柱顶部的横向间距以达到将主缆设置为空间线形的要求，计算模型中将横向垂跨比控制在 1/100，经迭代后各结构主跨跨中上、下游主缆横向间距约为 16.6 m，具体布置如图 9 所示，结构总体设计参数见表 6。



(a) 多塔斜拉-悬吊协作体系

(b) 多塔空间缆索体系

图 9　缆索系统布置形式

表 6　不同缆索系统布置形式总体设计参数

多塔斜拉－悬吊协作体系				多塔空间缆索体系	
主跨跨径/m	斜拉段长度/m	重叠索根数	主缆面积/m^2	塔顶横向间距/m	跨中横向间距/m
600	188	4	0.141 4	11.25	16.75
800	240	5	0.193 5	9.25	16.70
1 000	292	5	0.248 7	7.25	16.66
1 200	360	6	0.307 4	5.25	16.61
1 400	412	7	0.370 1	3.25	16.56

不同缆索系统布置形式下加劲梁最大竖向挠度如图 10 所示。

由图 10 可得：协作体系对结构竖向刚度无提高作用，其原因是斜拉索对加劲梁的支撑效率没有竖吊索高，且跨径越大斜拉索长度越长，垂度效应越显著，其支撑效率也越低，同时协作体系成桥状态主缆内力较小也是结构刚度下降的另一个原因。空间缆索体系由于存在横向挠度，成桥状态下主缆内力更大，提供的竖向刚度也更大，但功效有限。

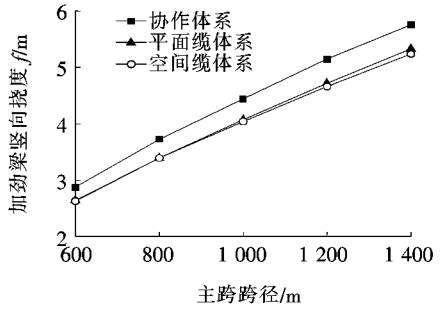


图 10　缆索系统布置形式对加劲梁挠度的影响

各缆索系统布置形式下主缆的抗滑安全系数如图 11 所示。

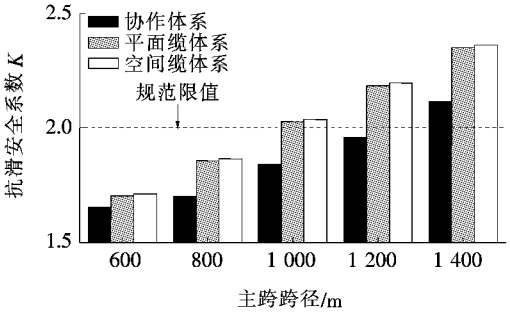


图 11　缆索系统布置形式对主缆抗滑安全系数的影响

由图 11 可得：协作体系对主缆抗滑系数亦无提高作用，由于斜拉索支撑效率低，汽车荷载更多通过吊索传递给主缆，引起中塔顶两侧主缆的不平衡力增大，从而导致了主缆抗滑系数的下降。空间缆对主缆抗滑系数的提升有限，提升的主要原因是其成桥状态下主缆力更大，而对中主鞍座两侧不平衡力的减小没有帮助。

表 7 为协作体系斜拉索及重叠区吊索的内力。

表 7　缆索系统布置形式下斜拉索及重叠区吊索内力

主跨跨径/m	斜拉索内力/kN		重叠吊索内力/kN	
	MAX	MIN	MAX	MIN
600	5 560	3 942	839	483
800	5 822	4 033	983	449
1 000	5 872	4 313	1 341	389
1 200	6 178	4 866	1 512	441
1 400	6 264	5 005	1 875	417

由表 7 可得：斜拉索内力幅较为平均，但重叠区吊索的内力幅很大。由于跨径越大的结构，主缆靠近中

塔的无吊索区越长，主缆在汽车荷载作用下竖向位移越大，导致了重叠区吊索内力幅随跨径的增大而增大。同时考虑到协作体系在结构竖向刚度及主缆抗滑系数两个指标上均没有改善作用，因此协作体系并不是能较好地与多塔悬索桥结合的一种体系。相对于平面缆索体系，虽然空间缆索体系在结构竖向挠度及抗滑系数两项指标上有所提高，但幅度有限，且提升的原因主要是由于主缆恒载内力增大，相当于人为增加了桥梁的重量，经济性差。同时其施工难度大，且在该文研究的跨径内其抗风性能优的特点也难以发挥，因此从缓解“中塔效应”的角度出发，其并不是能够较好与多塔悬索桥结合的一种体系。

4 结论

以不同主跨跨径的三塔四跨悬索桥为分析对象，开展了塔梁连接形式、缆梁连接形式及缆索系统布置形式对汽车荷载作用下结构力学行为的相关研究，主要结论有：

(1) 文中初始拟定的结构在单跨满布汽车荷载作用下，1 200 m 以下的小跨径三塔四跨悬索桥不能同时满足结构竖向刚度和主缆抗滑安全性的要求。但随着主跨跨径的增大，结构恒活比提高，“中塔效应”得到有效缓解。大跨径三塔四跨悬索桥仅采用常规两塔悬索桥配柔性钢中塔的设计思路，即可满足竖向刚度及抗滑移的要求。

(2) 塔梁连接形式对三塔四跨悬索桥结构竖向刚度及主缆抗滑系数的影响主要体现在其是否存在纵向约束，相比于设置纵向约束的体系，不存在纵向约束的体系结构竖向刚度及主缆抗滑系数显著降低。在存在纵向约束的 3 种体系中，各跨径下结构竖向刚度及主缆抗滑系数无明显差别。

(3) 缆梁连接形式对结构竖向刚度及主缆抗滑系数的影响非常明显，设置中央扣后，这两项指标显著改善，但由于中央扣自身及其布置范围内吊索的内力幅很大，由此导致的疲劳、锚固及索夹滑移问题目前难以解决，因此短时间内不适合应用在三塔四跨悬索桥中。

(4) 缆索系统布置形式对结构竖向刚度及主缆抗滑系数影响较弱。协作体系对这两个指标均有削弱的不利影响；空间缆索体系对这两个指标微弱的改善也是通过类似于人为增加了桥梁重量的方法，经济性差。同时考虑到这两种结构体系施工难度均很大，从提高结构力学性能的角度，其不适合应用在三塔四跨悬索桥中。

(5) 综合分析了汽车荷载作用下塔梁形式、缆梁连接形式及缆索系统布置形式对三塔四跨悬索桥力学行为的影响，从缓解“中塔效应”的角度出发，不设置中央扣，塔梁间设置纵向约束的平面缆体系更适用于三塔四跨悬索桥。

参考文献：

[1] 杨进.中国大陆创建多塔大跨度悬索桥的工程进展[J].桥梁建设，2009(6).

[2] Thai H T，Choi D H.Advanced Analysis of Multi－Span Suspension Bridges[J].Journal of Constructional Steel Research，2013，90(5)：29－41

[3] 王路，沈锐利，王昌将，等.悬索桥主缆与索鞍间侧向力理论计算方法与公式研究[J].土木工程学报，2017(12).

[4] 肖刚.三塔悬索桥主缆与鞍座抗滑移设计研究[D].西南交通大学硕士学位论文，2015.

[5] 孟凡超.悬索桥[M].北京：人民交通出版社，2011.

[6] 朱本瑾.多塔悬索桥的结构体系研究[D].同济大学硕士学位论文，2007.

[7] JTG/T D65－05－2015 公路悬索桥设计规范[S].

[8] 张劲泉，曲兆乐，宋建永，等.多塔连跨悬索桥综述[J].公路交通科技，2011(9).

[9] 李万恒，王元丰，李鹏飞，等.三塔悬索桥桥塔适宜刚度体系研究[J].土木工程学报，2017(1).

[10] ZHANG Q H，CHENG Z Y，CUI C，et al. Analytical Model for Frictional Resistance between Cable and Saddle of Suspension Bridges Equipped with Vertical Friction Plates[J].Journal of Bridge Engineering，2016，22(1)：1－12.

[11] 张永涛，李京，闫勇，等.斜拉－悬索协作体系桥梁架设关键阶段研究[J].中外公路，2018(2).

[12] 西南交通大学.平行钢丝索股与主鞍座间抗滑移理论及试验研究报告[R]，2015.