

气动压力作用下高速列车玻璃承载特性研究

齐 爽¹, 刘小根^{1,2}, 万德田¹, 郑德志², 孙与康²

(1. 中国建筑材料科学研究总院有限公司, 绿色建筑材料国家重点实验室, 北京 100024;

2. 中国国检测控股集团股份有限公司, 北京 100024)

摘要:高速行驶的列车会在其周围诱发明显的气动效应, 并对列车玻璃造成不利影响。以 CRH3 型列车客室车窗玻璃为分析对象, 基于国内外目前几种典型夹层玻璃等效厚度计算方法, 分析了载荷作用时间对夹层玻璃胶片剪切模量及其等效厚度的影响。根据中空玻璃中空层气压变化传递载荷原理及两面玻璃协同变形特征, 推导了气动压力作用下中空玻璃的最大拉应力计算公式。设计了循环气动压力加载试验, 并进行了高速列车玻璃动应力测试。结果表明, 夹层玻璃 PVB 胶片的剪切模量随作用时间的减小, 其剪切模量增大, 同条件下, 计算出来的夹层玻璃等效厚度也变大。为了获得高速列车玻璃承载性能精确的计算结果, 需确定真实气动压力作用时间下 PVB 胶片对应的剪切模量。基于 prEN13474 给出的夹层玻璃等效厚度计算公式, 选择与实测相同作用时间(0.12 s)及温度(25 °C)计算条件, 得到被测高速列车玻璃承载面和非承载面的最大拉应力与实测值偏差分别为 3.29% 和 -12.6%, 较好地满足了工程精度要求。研究成果可为高速列车玻璃气动压力承载设计计算及结构优化提供依据。

关键词:高速列车玻璃; 中空玻璃; 气动压力; 承载特征; 等效厚度

中图分类号:U25 **文献标志码:**A **文章编号:**2095-0373(2022)02-0093-07

随着“四纵四横”高速铁路网的建成及“八纵八横”高速铁路网的初步成型, 截至 2020 年底, 中国高速铁路总运营里程已达到 3.79 万 km^[1]。已有研究表明, 随着列车运行速度的不断提高, 列车在行车^[2]、会车^[3]及高速穿越隧道时^[4-6], 会诱发明显的气动效应。特别是列车高速穿越隧道时, 隧道内压缩波和膨胀波所产生的阻力对列车行车有直接影响, 且呈现准周期性波动^[7-8]。图 1 为 CRH380AL 动车组以 380 km/h 的速度通过隧道时车内外压力变化时间历程图, 显示了压力在短时间内引发了巨大的气压瞬变^[9-10], 这对行驶中的高速列车玻璃的不利影响较为明显, 据不完全统计, 某型号高速列车在中国西成线上(设计时速 250 km/h)通车行驶不到半年, 在司机室及客室侧窗部位就陆续发生上百片玻璃的破裂事故(图 2 为高速列车玻璃典型破裂形貌), 远高于行驶在平原地区线路的列车。

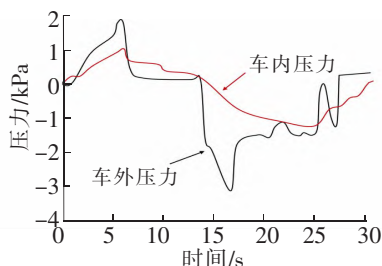


图 1 CRH380AL 动车组以 380 km/h 的速度通过隧道时车内外测点压力变化曲线



图 2 高速列车玻璃典型破裂形貌

收稿日期:2022-03-24 责任编辑:车轩玉 DOI:10.13319/j.cnki.sjztdxxbzb.20220068

基金项目:国家自然科学基金面上项目(52072356);国家自然科学基金重点项目(52032011);2019 枣庄英才项目(ZZYP-01)

作者简介:齐爽(1997—),女,硕士研究生,研究方向为高速列车玻璃安全服役行为。E-mail:1959662658@qq.com

齐爽,刘小根,万德田,等.气动压力作用下高速列车玻璃承载特性研究[J].石家庄铁道大学学报(自然科学版),2022,35(2):93-99.

与传统玻璃受静态或准静态风压作用不同,高速列车玻璃承受载荷为典型的气动载荷,一般会在很短(0.1~0.5 s)时间范围内承受正负气压剧变作用。为了解其失效机理,石得春^[11]及 Lin et al^[12]基于 ANSYS/DYNA 分析软件,对列车及车窗结构进行了分析,分别得出了在高速列车交汇压力波作用下,列车车窗玻璃应力随时间变化的曲线及车体和侧窗的典型瞬态响应(应力和侧向位移)。田红旗等^[13]对瞬变压力冲击载荷作用下的客车车体钢结构及车窗进行了分析,考核了既有线上现有车辆承受列车交会压力波的能力。钱春强等^[14]采用有限元法模拟了高速列车车厢在 3 种等速(250、350、500 km/h)明线交会时产生的压力波作用下的动态响应过程,得到侧窗中心 Mises 应力随时间的变化曲线,明确了高速铁路气动效应作用下列车玻璃的动态响应。Muhammad et al^[15-16]及 Tan et al^[17]均对冲击载荷下钠钙玻璃及铝硅玻璃等玻璃材料的破坏模式、裂纹扩展、破坏过程等进行了实验研究,特别是 Peng et al^[18]首次采用铝硅酸盐玻璃进行 Hopkinson 压杆动态压缩试验,研究了高速列车挡风夹层玻璃的断裂行为。

为预防高速列车玻璃在气动压力作用下破裂,对其进行合理的承载性能及强度设计至关重要。高速列车玻璃一般由夹层玻璃或夹层+中空玻璃复合而成,由于存在 PVB(聚乙烯醇缩丁醛酯)胶片,其承载变形性能对载荷持续时间较为敏感^[19-20]。对这类复合玻璃结构,迄今为止,人们一般参照建筑或汽车玻璃设计,基于静态压力方法,计算出风载荷作用下(一般持续时间大于 3 s)的各片玻璃载荷分配及最大应力,以确定其是否满足要求。由于高速铁路列车玻璃受到的是典型气动压力正负循环疲劳作用,在承受动态载荷的结构分析和设计中,使用静态特征分析结果与实际状态会存在较大差异。现以典型高速列车玻璃受力特征及结构为分析对象,基于理论分析,设计气动压力加载试验,以明确气动压力作用下的高速列车玻璃承载特性及应力分布,为高速列车玻璃气动压力承载设计计算及结构优化提供依据。

1 实验

1.1 玻璃构件

以 CRH3 型列车客室车窗玻璃典型结构为参照依据(列车设计最高运营速度为 350 km/h)。选择实验用中空夹层玻璃规格如下:内片为 4 mm+1.52 mm PVB+4 mm 双钢化夹层玻璃,外片为 5 mm+1.52 mm PVB+5 mm 双钢化夹层玻璃,中空气体层厚度为 16 mm,玻璃长宽尺寸为 1 480 mm×800 mm。

1.2 气动压力加载装置及加载

采用动车组玻璃疲劳试验机进行气动压力加载,其结构如图 3 所示,列车玻璃安装于疲劳试验机上,安装如图 4 所示,其中金属窗框通过螺栓固定在密闭腔体上。通过控制气动压力发生装置,可实现对玻璃试样进行正负气压加载,并改变加载压力、速率及加载时间。

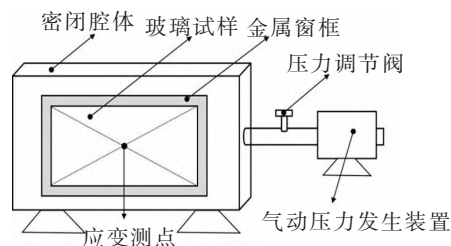


图 3 高速列车玻璃气动加载装置

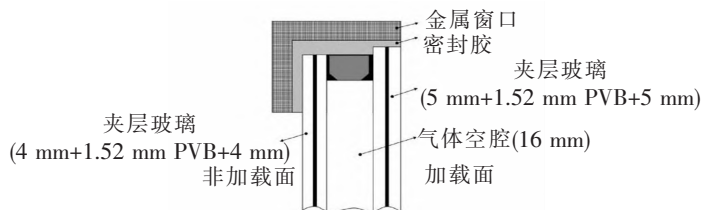


图 4 被测高速列车玻璃规格、结构及安装示意图

为验证研究理论计算结果的准确性,选择实验环境温度为 25℃,最大正负压为 $\pm 2\,500$ Pa,加载频率为 2 Hz 的试验参数进行对比,按图 5 所示载荷曲线对玻璃试样进行循环加载,即玻璃一个加载过程(从初始状态再次回到下个初始状态)的作用时间为 0.125 s,与文献[8]提供的实测作用时间较为接近。

1.3 列车玻璃应力应变测量

采用 8 通道 INV3062C1(S)型动态应变采集仪,实验

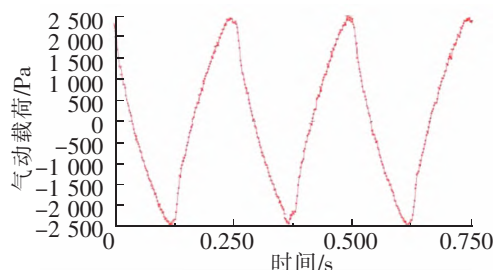


图 5 气动载荷加载曲线图

过程中,采集频率为 5 kHz。电阻应变计型号为 BE120-1CA-Q30 P400 的应变花,电阻值为 120 Ω ,灵敏系数为 2.10%。应变花贴于被测玻璃板中心表面(应力最大处),测量玻璃的三向应变,其最大拉应力

$$\sigma_{\max} = \frac{E}{2} \left[\frac{\epsilon_0 + \epsilon_{90}}{1 - \mu} + \frac{1}{1 + \mu} \sqrt{(\epsilon_0 - \epsilon_{90})^2 + (2\epsilon_{45} - \epsilon_0 - \epsilon_{90})^2} \right] \quad (1)$$

式中, ϵ_0 为 0° (长边)方向应变; ϵ_{45} 为 45° 方向应变; ϵ_{90} 为 90° (短边)方向应变; E 为钢化玻璃材料弹性模量,取值为 72 MPa; μ 为玻璃材料泊松比,取值为 0.24。

2 结果与讨论

2.1 气动压力作用下夹层玻璃等效厚度

因列车玻璃为由夹层玻璃组成的复合结构,确定气动压力不同作用时间下夹层玻璃的等效厚度是计算列车玻璃整体承载性能的前提。等效厚度即一定组合的复合玻璃结构与一定厚度的单片玻璃在相同支承条件,相同载荷条件下,两者产生相同的变形或应力,该单片玻璃的厚度即为该复合玻璃的等效厚度,可通过理论计算获得。

不考虑胶片厚度及其黏结作用,文献[21]给出的计算公式如下

$$t_{eq} = \sqrt[3]{t_1^3 + t_2^3} \quad (2)$$

赵西安等[22]给出的考虑胶片黏结作用的夹层玻璃等效厚度计算经验公式如下

$$t_{eq} = \sqrt[3]{t_1^3 + t_2^3 + 0.2(t_1 + t_2)^2} \quad (3)$$

文献[23]考虑了胶片的层间剪切作用及胶片厚度的贡献,给出的夹胶玻璃的等效厚度计算公式如下

$$t_{1eq} = \sqrt{\frac{t_{e,df}^3}{t_1 + 2\tau t_s}} \quad (4)$$

$$t_{2eq} = \sqrt{\frac{t_{e,df}^3}{t_2 + 2\tau t_s}} \quad (5)$$

式中

$$t_{e,df} = \sqrt[3]{t_1^3 + t_2^3 + 12\tau I_s} \quad (6)$$

$$I_s = t_1 t_{s1}^2 + t_2 t_{s2}^2 \quad (7)$$

$$t_{s1} = \frac{t_s t_1}{t_1 + t_2} \quad (8)$$

$$t_{s2} = \frac{t_s t_2}{t_1 + t_2} \quad (9)$$

$$t_s = 0.5(t_1 + t_2) + t_v \quad (10)$$

$$\tau = \frac{1}{1 + 9.6 \frac{t_v E I_s}{G t_s^2 L^2}} \quad (11)$$

式中, t_{1eq} 、 t_{2eq} 分别为第 1 片玻璃及第 2 片玻璃为承载面对应的等效厚度,若 $t_1 = t_2$,则, $t_{1eq} = t_{2eq}$; τ 为玻璃胶片的剪力传递系数; t_1 、 t_2 、 t_v 分别为双片夹层玻璃中的 2 片玻璃和胶片的厚度; L 为玻璃板短边长度; E 为钢化玻璃的弹性模量; G 为 PVB 胶片的剪切模量。

式(2)、式(3)未包含 PVB 胶片的剪切模量参数,已有研究表明,PVB 胶片是应变率及温度敏感材料,其剪切模量与温度及胶片的作用时间有关[17,24],并明显影响夹层玻璃的等效厚度及承载变形性能。

按 GB/T 32061—2015《夹层玻璃中间层剪切模量的测量方法》,对 PVB 胶片进行原始数据测量,制作出不同温度下 PVB 材料的时温等效主曲线,根据不同温度、时间主曲线数据,采用线性插值法,在主曲线上选择相关温度、负载周期的复数弹性模量数值,获得 25 $^\circ\text{C}$ 时不同负载作用时间下 PVB 胶片的剪切模量见表 1。

表 1 不同负载作用时间下 PVB 胶片的剪切模量(25 °C)

作用时间/s	剪切模量/MPa
0.1	0.93
60	0.28
3 600	0.16

根据式(2)~式(4)及表 1 结果,计算获得夹层玻璃等效厚度见表 2。

表 2 夹层玻璃等效厚度计算结果(25 °C)

夹层玻璃规格	等效厚度				
	文献[21]	文献[20]	文献[23]		
			0.1 s	60 s	3 600 s
5 mm+1.52 mm PVB+5 mm	6.30	7.66	8.85	7.82	7.54
4 mm+1.52 mm PVB+4 mm	5.04	6.13	7.45	6.47	6.17

由表 1 及表 2 结果可知,相同温度下,随着载荷作用时间的增大,PVB 胶片对应的剪切模量减小,同条件下,计算出来的等效厚度也变小。由于文献[21]给出的计算公式未考虑胶片黏结作用,因而其计算获得的夹层玻璃等效厚度均比其他方法计算出来的结果要小。

2.2 气动载荷作用下中空夹层玻璃承载特性

2.2.1 理论计算

当中空玻璃的一面受到气动压力作用时,其变形挤压中空间隔层密闭气体,使得密闭气体压力增大或减小,以完成载荷传递至另一面玻璃。

因作用于外片的载荷持续时间只会影响中空层空气的传递时间,并不会影响 2 片玻璃的载荷分配比例。中空玻璃中空层气体满足理想气体定律,如不考虑中空层气体的温度变化,可得到

$$P_0 V_0 = (P_0 + \Delta p)(V_0 - \Delta V) \quad (12)$$

式中, P_0 为中空层初始压强,通常为 1 标准大气压(1.013×10^5 Pa); Δp 为中空层的压力变化; V_0 为中空层初始体积; ΔV 为中空层的体积变化。在均布荷载 p_0 的作用下,中空玻璃的 2 片夹层玻璃会发生协同变形,其示意图见图 6。选择中空玻璃面板内任意一坐标位置,设 2 片夹层玻璃在该位置点分别为 A_1 、 A_2 ,其对应的挠度分别为 w_1 、 w_2 ,如中对中空玻璃整个域内进行积分,则可得到 ΔV ,中空层的体积变化为^[25]

$$\Delta V = \left| \oint (w_1 - w_2) d\sigma \right| \quad (13)$$

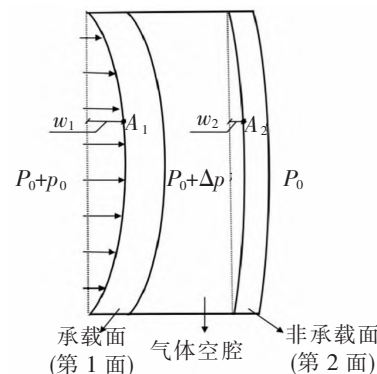


图 6 中空玻璃承载变形示意图

因中空玻璃的 2 片夹层玻璃边缘为胶支承,可近似为四边简支,基于中空玻璃中空层气体压力变化传递载荷原理,此时,可得中空玻璃的 2 片夹层玻璃的挠度计算公式^[26]

$$w_1(x, y) = \frac{16P_1}{D_1\pi^6} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b}}{mn \left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{n^2}{b^2} \right)} \quad (14)$$

$$w_2(x, y) = \frac{16P_2}{D_2\pi^6} \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{n\pi y}{b}}{mn \left(\frac{m^2}{a^2} + \frac{n^2}{b^2} \right)} \quad (15)$$

式中, $m=1,3,5,\dots$; $n=1,3,5,\dots$; a, b 分别为板的长边、短边; D_1, D_2 分别为第 1 和第 2 片夹层玻璃的刚度; P_1, P_2 分别为第 1 片玻璃和第 2 片玻璃两面的气压差,由图 6 可知, $P_1 = p_0 - \Delta p$, $P_2 = \Delta p$ 。

将式(14)、式(15)带入式(13)并积分,且取 $m=3, n=3$,可得较精确结果计算公式

$$\Delta V = \frac{64a^5b^5}{\pi^8} \left(\frac{p_0 - \Delta p}{D_1} - \frac{\Delta p}{D_2} \right) \left[\frac{1}{(a^2 + b^2)^2} + \frac{1}{9(9a^2 + b^2)^2} + \frac{1}{(a^2 + 9b^2)^2} + \frac{1}{81(9a^2 + 9b^2)^2} \right] \quad (16)$$

式中

$$D_1 = Eh_{1eq}^3 / 12(1 - \mu^2) \quad (17)$$

$$D_2 = Eh_{2eq}^3 / 12(1 - \mu^2) \quad (18)$$

式中, h_{1eq} 、 h_{2eq} 分别为第1面和第2面夹层玻璃的等效厚度, 可根据表2中结果取值。将式(16)带入式(12), 即可得到一个关于 Δp 的一元二次方程, 从而可精确定量计算得到 Δp 。

中空玻璃的2片夹层玻璃最大拉应力均在板中心, 其计算公式如下^[26]

$$\sigma_{1max} = f \frac{(p_0 - \Delta p)b^2}{h_{1eq}^2} \quad (19)$$

$$\sigma_{2max} = f \frac{(\Delta p)b^2}{h_{2eq}^2} \quad (20)$$

式中, f 为系数, 与板的长短边长度之比有关; σ_{1max} 、 σ_{2max} 分别为外、内片的最大拉应力。以上计算得到的最大应力不得超过玻璃材料面板中心部位的强度设计值。

2.2.2 实验验证

采用实验装置、加载方式及实验条件进行加载, 应变花分别粘贴于中空玻璃的2片夹层玻璃的外表面中心处, 气动压力作用在5 mm+1.52 mm PVB+5 mm的夹层玻璃一面(承载面)。启动加载装置及应变测量装置, 获得2片夹层玻璃板中心处的3个方向应变, 按式(1)计算得到最大主(拉)应力。

图7、图8分别给出了承载面和非承载面夹层玻璃在3个方向上实验所测量得到的应变时域图, 图中承载面达到最大正应变时, 非承载面对应于最大负应变, 承载面达到最大负应变时, 非承载面达到最大正应变。因实验过程中采用的正负载荷相同, 因此, 每面玻璃测量得到的最大正负应变也基本相同。

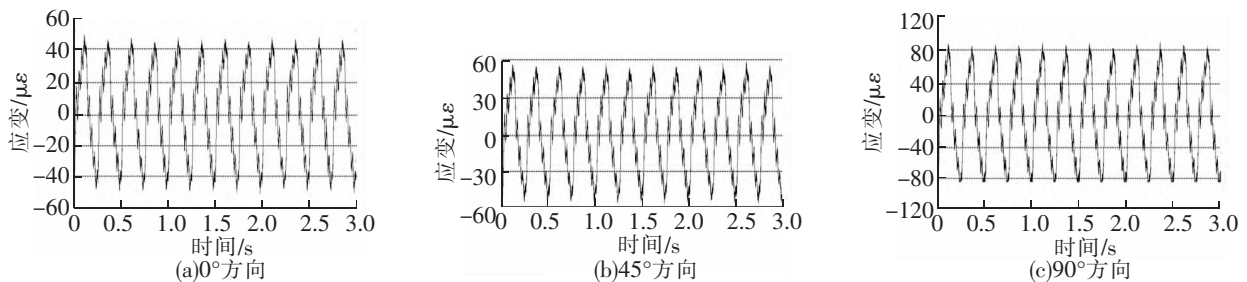


图7 承载面玻璃板中心部位各方向应变时域图

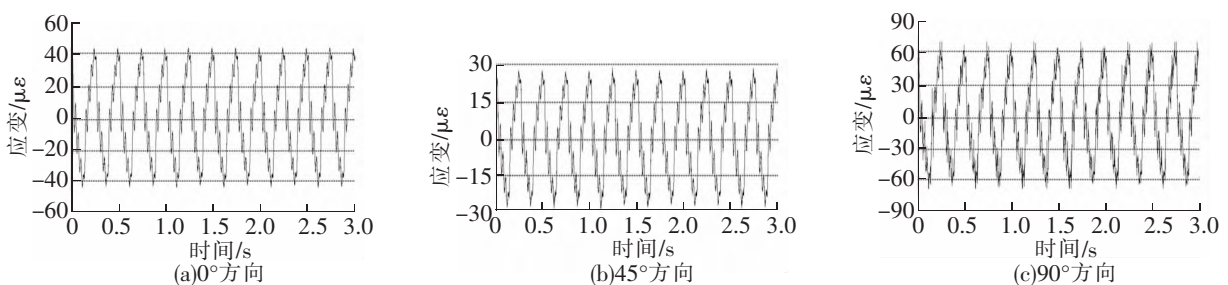


图8 非承载面玻璃板中心部位各方向应变时域图

将图7、图8测试结果代入式(1), 获得被测列车玻璃承载面和非承载面的最大拉应力实测结果见表3。

表3 被测高速列车玻璃最大拉应力实测结果

玻璃部位	应变/ 10^{-6}			最大拉应力/MPa
	0°	45°	90°	
承载面	47.5	59.20	82.3	7.05
非承载面	43.5	28.80	68.0	6.87

按表2给出的等效厚度, 依据式(19)和式(20)计算获得的承载面和非承载面的最大拉应力理论值及其与试验实测值偏差结果见表4。由表4可以看出, 采用文献^[23]给出的等效厚度计算公式, 考虑胶片剪切模

量的作用时间效应,按本研究选择的胶片实际试验作用时间(0.125 s)获得的理论计算结果与试验结果最为接近,其中承载面玻璃偏差为 3.29%,非承载面玻璃偏差为-12.6%。如果采用持续作用时间分别为 1 min 和 1 h 进行计算,则承载面玻璃理论与实测偏差分别达到 48.9%和 52.4%,非承载面玻璃偏差分别达到 27.7%和 33.9%。对比结果可知,进行气动压力作用下高速列车玻璃承载性能计算时,需确定气动压力作用时间下对应 PVB 胶片的剪切模量,才能获得足够精确的计算结果。另外,采用文献[21]和文献[20]给出的等效厚度计算公式,计算得到的最大拉应力与实测值承载面玻璃偏差分别达到 73.7%和 61.0%,非承载面玻璃偏差分别达到 67.3%和 57.3%。显然,以上两者偏差值远大于工程实际计算需求精度,说明该 2 种计算方法不适合于气动压力作用下高速列车玻璃的承载性能计算。

表 4 被测高速列车承载面和非承载面玻璃的最大拉应力理论值及与实测值偏差结果

方法	承载面		非承载面	
	理论值/MPa	与实测值偏差/%	理论值/MPa	与实测值偏差/%
文献[21]	6.30	73.70	5.04	67.3
文献[20]	7.66	61.00	6.13	57.3
文献[23](0.125 s)	8.85	3.29	7.45	-12.6
文献[23](60 s)	7.82	48.90	6.47	27.7
文献[23](3 600 s)	7.54	52.40	6.17	33.9

3 结论

(1)夹层玻璃 PVB 胶片的剪切模量对作用时间敏感,随着载荷作用时间的增大,PVB 胶片对应的剪切模量减小,同条件下,计算出来的等效厚度也变小。(2)进行气动压力作用下高速列车玻璃承载性能分析时,需确定气动压力作用时间下对应 PVB 胶片的剪切模量,才能获得足够精确的计算结果。基于文献[23]给出的夹层玻璃等效厚度计算公式,选择与实测相同作用时间(0.12 s)及温度(25 ℃),采用本研究给出的计算方法获得的被测高速列车玻璃承载面和非承载面的最大拉应力与试验值偏差分别为 3.29%和-12.6%,较好地满足了工程精度要求。(3)采用文献[21]和文献[20]给出的等效厚度计算公式得到的被测高速列车玻璃最大拉应力与实测值偏差远大于工程实际计算要求精度,说明该 2 种计算方法不适用于气动压力作用下高速列车玻璃的承载性能分析。

参 考 文 献

- [1]谢毅,肖杰. 高速铁路发展现状及趋势研究[J]. 高速铁路技术, 2021, 12(2):23-26.
- [2]田红旗. 中国高速轨道交通空气动力学研究进展及发展思考[J]. 中国工程科学, 2015, 17(4):30-41.
- [3]王秀珍,刘堂红. 时速 350 k/h 动车组过隧道气动效应分析[J]. 铁道科学与工程学报, 2013, 10(1):92-97.
- [4]Wang T T, Wu F, Yang M Z, et al. Reduction of pressure transients of high-speed train passing through a tunnel by cross-section increase[J]. Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics, 2018, 183:235-242.
- [5]王磊,骆建军,高立平,等. 时速 350 km/h 高速列车进隧道过程中瞬变压力变化规律研究[J]. 土木工程学报, 2020, 53(S1):252-257.
- [6]Liu F, Yao S, Zhang J, et al. Field measurements of aerodynamic pressures in high-speed railway tunnels[J]. Tunneling and Underground Space Technology, 2018, 72: 97-106.
- [7]刘智超,周丹,梁习锋,等. 大风环境下高速列车加速运行气动特性研究[J]. 铁道学报, 2018, 40(7):40-46.
- [8]占俊. 高速列车通过隧道气动效应仿真分析[J]. 现代城市轨道交通, 2019(6):87-92.
- [9]杨永刚,杜云超,梅元贵. 单列高速列车通过隧道空气阻力特性数值模拟研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2018, 15(11):2755-2763.
- [10]赵有明,马伟斌,程爱君,等. 高速铁路隧道气动效应[M]. 北京:中国铁道出版社, 2012.
- [11]石得春. 高速列车侧窗在交会压力波作用下的瞬态响应分析[J]. 铁道车辆, 2002, 40(4):17-19.
- [12]Jing Lin, Liu Kai, Ren Ming. The transient response of car body and side windows for high-speed trains passing by each other in a tunnel[J]. Composites Part B, 2019, 166:284-297.
- [13]田红旗,姚松,姚曙光. 列车交会压力波对车体和侧窗的影响[J]. 中国铁道科学, 2000, 21(4):6-12.

- [14]钱春强, 郑志军, 虞吉林, 等. 高速列车侧窗受交会压力波作用的动态响应[J]. 机械工程学报, 2013, 49(9):30-35.
- [15]Muhammad Z S, Wang Z, Suo T, et al. High rate response and dynamic failure of aluminosilicate glass under compression loading[J]. Procedia Structural Integrity, 2018, 13:1244-1249.
- [16]Muhammad Z S, Wang Z, Suo T, et al. Static and dynamic Brazilian disk tests for mechanical characterization of annealed and chemically strengthened glass [J]. Ceramics International, 2019, 45:7931-7944.
- [17]Tan S Z, Yap X H, Long S C, et al. Static and dynamic strength of soda-lime glass under combined compression-shear loading[J]. Journal of Non-Crystalline Solids, 2019, 516:14-25.
- [18]Peng Y, Wen M B, Shi M, et al. Investigation of the fracture behaviors of windshield laminated glass used in high-speed trains[J]. Composite Structures, 2019, 207:29-40.
- [19]戎文杰, 陈素文. 国内外 PVB 材性研究[J]. 高分子通报, 2012 (5):82-88.
- [20]高轩能, 王书鹏. 建筑夹层玻璃在静力及爆炸荷载下的挠度[J]. 硅酸盐学报, 2008, 36(10):1477-1483.
- [21]中国建筑科学研究院. JGJ 102—2003 玻璃幕墙工程技术规范[S]. 北京, 中国建筑工业出版社, 2003.
- [22]赵西安, 韩平元. 点支式玻璃幕墙设计[J]. 建筑结构, 1999, 29(9): 58-60.
- [23]prEN13474 glass in building-design of glass panes-part 1: general basis of design[S]. London: European Committee for Standardization Draft, 1999.
- [24]Zhang X H, Hao H, Shi Y C, et al. The mechanical properties of Polyvinyl Butyral (PVB) at high strain rates[J]. Construction and Building Materials, 2015, 93:404-415.
- [25]袁文伯. 工程力学手册[M]. 北京, 煤炭工业出版社, 1988:641.
- [26]刘小根, 包亦望, 邱岩, 等. 幕墙中空玻璃失效在线检测技术[J]. 土木工程学报, 2011, 44(11):52-58.

Research on High-Speed Train Glass Bearing Characteristics Under Pneumatic Pressure

Qi Shuang¹, Liu Xiaogen^{1,2}, Wan Detian¹, Zheng Dezhi², Sun Yukang²

(1. China Building Materials Academy, State Key Laboratory of Green Building Materials, Beijing 100024, China;

2. China Testing & Certification International Group Co. Ltd., Beijing 100024, China)

Abstract: High-speed train will induce significant aerodynamic effects around it, which might adversely affect the train glass. Taking the passenger compartment window glass of CRH3 train as the analysis object, based on several typical equivalent thickness calculation methods of laminated glass at home and abroad, the influence of load action time on the shear modulus and equivalent thickness of laminated glass film was analyzed. According to the principle of the transfer load of hollow glass in the hollow layer and the synergistic deformation characteristics of two sides glass, the maximum tensile stress formula of hollow glass under aerodynamic pressure was derived. The cyclic pneumatic pressure loading test was designed, and the dynamic stress test of high-speed train glass was carried out. The results show that the shear modulus of laminated glass PVB film increases with the decrease of action time, and the calculated equivalent thickness of laminated glass also increases under the same conditions. In order to obtain accurate calculation results of glass bearing performance of high-speed train, it is necessary to determine the shear modulus of PVB film under the action time of real aerodynamic pressure. Based on the equivalent thickness calculation formula of laminated glass given by prEN13474, the same action time (0.12 s) and temperature (25 °C) calculation conditions as the actual measurement were selected, and the deviation of the maximum tensile stress of the tested high-speed train glass bearing surface and non-bearing surface from the actual measured values are 3.29% and -12.6%, respectively, which better meets the engineering accuracy requirements. The research results can provide a basis for the design, calculation and structural optimization of glass aerodynamic pressure bearing of high-speed train.

Key words: high-speed train glass; insulating glass; aerodynamic pressure; load-bearing performance; equivalent thickness