

文章编号:1006-9941(2025)01-0024-08

基于拉剪试验的 NEPE 推进剂强度准则

刘帆,强洪夫,王稼祥,王哲君,王学仁

(火箭军工程大学智剑实验室, 陕西 西安 710025)

摘要: 为研究应变率和拉剪角度对 NEPE 推进剂拉剪强度的影响,采用拉剪夹具和蝶形试件开展了推进剂在 5 个拉剪角度(0°、30°、45°、60°、90°)和 5 个应变率下(0.0012、0.0048、0.024、0.12、1 s⁻¹)的拉剪试验,获得了推进剂在拉剪复合加载作用下拉剪强度随拉剪角度和应变率的变化规律;基于试验结果,利用改进的圆型方程对推进剂的拉剪强度极限进行了描述;并结合双剪统一强度理论,建立了不同应变率下推进剂拉剪强度准则,绘制了相应的推进剂统一强度理论极限面;最后利用建立的推进剂拉剪强度准则来预测了拉剪角度 15°和 75°下 0.12 s⁻¹和 1 s⁻¹应变率的拉剪强度,将预测结果与试验数据进行对比,验证了所建拉剪强度准则的有效性。研究表明,随着拉剪角度和应变率的增大,NEPE 推进剂拉剪强度逐渐增大;通过对材料参数值进行拟合求解,建立的改进后的圆型方程和统一强度准则能够较好描述不同拉剪角度和应变率下 NEPE 推进剂的拉剪强度,基于所建强度准则对拉剪角度 15°和 75°下应变率 0.12 s⁻¹和 1 s⁻¹的拉剪强度极限的预测值与试验值的误差小于实际处理的容许误差范围 15%。

关键词: NEPE 推进剂;拉剪试验;蝶形试件;强度准则

中图分类号: TJ55;O64

文献标志码: A

DOI:10.11943/CJEM2024193

0 引言

固体推进剂药柱作为固体火箭发动机的重要组成部分,分析其在服役过程中的结构完整性极为重要^[1]。研究复合固体推进剂的失效破坏力学特性,准确掌握固体推进剂的强度准则对研究固体火箭发动机的安全可靠具有重大意义^[2]。固体火箭发动机在服役过程中,推进剂药柱不仅承受单轴载荷加载,也承受着多轴载荷加载形式。而复合固体推进剂的力学行为与加载状态相关,目前关于推进剂强度失效准则的极限值大多仅以单轴试验结果作为参考依据,并不能有效地反映出加载状态对推进剂破坏的影响,且缺乏相关推进剂强度极限受应力状态影响规律的研究,以及对推进剂强度准则在复杂应力状态下的有效性进行验证。因

此,基于复杂载荷加载的试验来研究固体推进剂的强度准则,对固体火箭发动机结构完整性分析具有重要参考意义。

对于强度准则的研究,需先开展不同加载条件下推进剂力学试验来获取其力学性能参数。文献[3-4]通过开展了低温动态加载下 HTPB 推进剂单轴与准双轴拉伸力学试验,利用统一的强度理论、单轴强度和典型双轴抗拉强度,构建了 HTPB 推进剂在动态载荷作用下的双轴强度准则。刘畅^[5]在王哲君^[3]的研究基础之上,以双剪强度理论为基础,对低温动态加载下老化后 HTPB 推进剂强度准则进行了研究,绘出了 HTPB 推进剂的故障包络线,结果表明 HTPB 推进剂的强度随温度降低和热老化时间增大而增强,抵抗破坏能力随热老化时间的延长而逐渐减弱。贾永刚等^[6]在 Kelly 等^[7]提出的十字型试件的基础上,针对固体推进剂试件进行了改进,并利用 ANSYS 有限元软件对中心区减薄与臂上开槽相结合的十字形试件双向加载进行了数值模拟,且优化后的试件满足双轴拉伸试验的改进要求;同时,利用优化后的 HTPB 推进剂试件开展了双轴拉伸力学性能试验,得到不同拉伸速率下的双向拉伸应力-应变曲线,也发现固体推进剂断裂延伸率的双

收稿日期:2024-07-19;修回日期:2024-08-29

网络出版日期:2024-09-18

基金项目:国家自然科学基金(11772352,22205259)

作者简介:刘帆(2000-),男,硕士研究生,主要从事固体推进剂力学性能相关研究。e-mail:2587719984@qq.com

通信联系人:王哲君(1988-),男,副教授,主要从事固体火箭发动机结构完整性与安全性研究。e-mail:qiulongzaitian@126.com

引用本文:刘帆,强洪夫,王稼祥,等.基于拉剪试验的 NEPE 推进剂强度准则[J].含能材料,2025,33(1):24-31.

LIU Fan, QIANG Hong-fu, WANG Jia-xiang, et al. A Strength Criterion of NEPE Propellant Based on Tensile-shear Load Tests[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials (Hanneng Cailiao)*, 2025, 33(1):24-31.

向弱化效应很明显。耿挺京等^[8]根据单轴及双轴强度比较特征选取合适的强度理论,最后基于合适的三参数统一强度理论构建了 HTPB 推进剂动态双轴强度准则。阳建红等^[9]对 NEPE 推进剂在不同环境压强下的失效破坏进行了试验研究,并基于双剪强度理论建立了与环境压强相关的强度准则。Wang 等^[10]通过自制的围压装置和常规试验机,对 HTPB 复合固体推进剂进行了室温和不同围压条件下的热加速老化拉伸试验,通过获得的试验数据和双剪强度理论,提出了一种新的非线性热老化 HTPB 推进剂围压强度准则。Wang 等^[11]通过设计的拉剪复合加载夹具结合单轴拉伸试验机实现了对 HTPB 推进剂的低温动态剪切试验研究,并完成了对 HTPB 推进剂低温剪切强度准则的建立。

上述研究可见,目前主要开展了 HTPB 推进剂在复杂载荷条件下强度准则的理论和试验研究,而对具有更高延伸率的高能推进剂在复杂载荷下的公开文献相对较少。随着高能推进剂在固体火箭发动机上的应

用越来越广泛,需要开展高能推进剂在复杂载荷条件下的研究。为此,本研究通过开展 NEPE 推进剂的拉剪复合加载实验,研究不同拉剪角度和不同应变率对 NEPE 推进剂力学特性的影响;基于试验数据对 NEPE 推进剂的拉剪强度包络线进行了拟合和分析;同时基于双剪统一强度理论,建立 NEPE 推进剂在不同应变率加载下的拉剪强度准则,为预测 NEPE 推进剂拉剪强度提供参考。

1 实验部分

1.1 试验样品与设备

本试验所用固体推进剂试验件由某研究所提供,固体填充颗粒高氯酸铵(AP)、铝粉(Al)和奥克托今(HMX)总质量分数为 75%,所用试验件参照文献[11]中设计的蝶形试件切割加工而成,所用推进剂蝶形试件的厚度为 10 mm,标距区域的大小为 $(14 \pm 0.5) \text{ mm} \times (4 \pm 0.5) \text{ mm}$,试件具体尺寸为图 1 所示。

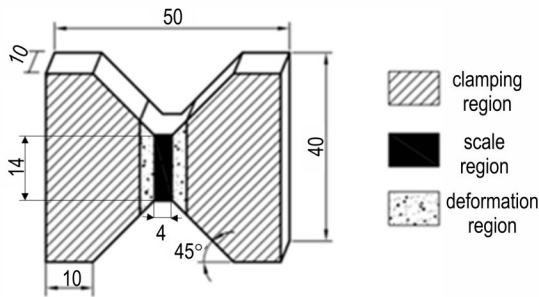


图 1 蝶形试验件及尺寸

Fig.1 Butterfly-shaped specimens and dimensional drawings

基于电子拉伸试验机 AGS-X5KN、拉剪夹具和蝶形试件,开展 NEPE 推进剂在不同拉剪角度和不同应变率下的拉剪复合加载试验。拉剪夹具与试验机装配如图 2 所示,其中标识 1 为夹头,用于夹具与试验机的固定;标识 2 为角度孔洞,通过夹头在不同孔洞之间的连接实现拉剪角度的改变,共设有 6 个孔洞,每个孔洞之间的角度间隔为 15° ;标识 3 为压块设计,主要用于防止试件的滑脱;标识 4 为夹具,用于对试验件的夹持。试验所用试验机为电子拉伸试验机 AGS-X5KN,主要技术指标为:最大单轴拉伸速度为 $1000 \text{ mm} \cdot \text{s}^{-1}$;位移测量:分辨率为 0.01 mm ;试验空间: 700 mm ,可实现所需应变率 $0.0012 \sim 1 \text{ s}^{-1}$ 下的加载需求。推进剂拉剪受力示意图如图 3 所示,所用参数为: F 为拉剪加载力, F_t 为分解的切应力, F_n 为法向上的力,单位为 N; θ 为拉剪角度,单位为 $(^\circ)$; h 、 b 、 t 为长宽高,单位为 mm。

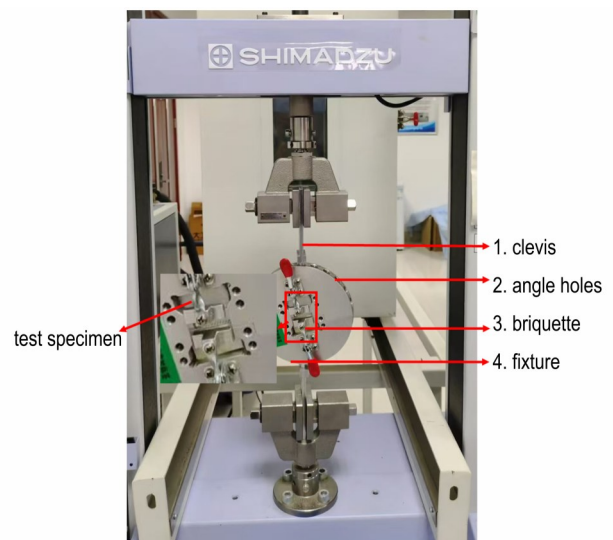
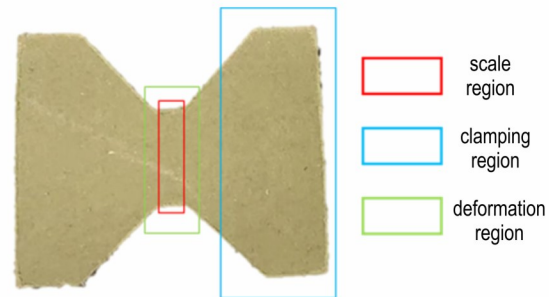


图 2 拉剪夹具与试验机装配

Fig.2 Assembly of the tensile-shear fixture and testing machine

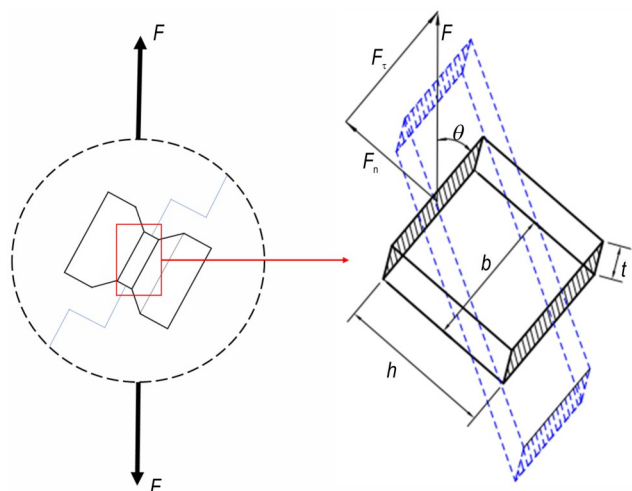


图3 试件拉剪受力示意图

Fig.3 Tensile-shear loading force diagram of the specimen

1.2 实验方案

选取7个不同拉剪角度(0° 、 15° 、 30° 、 45° 、 60° 、 75° 、 90°)在5个不同应变率(0.0012 、 0.0048 、 0.024 、 0.12 、 1 s^{-1})下,对NEPE推进剂蝶形试件进行拉剪试验。每个试验条件下进行5组重复实验,参考标准GJB 770B-2005《火药试验方法》^[12]中的关于单轴拉伸力学参数的定义方法和标准GB/T 28889-2012《复合材料面内剪切性能试验方法》^[13]的处理方法对试验结果进行处理。其中5个拉剪角度(0° 、 30° 、 45° 、 60° 、 90°)下5个应变率的拉剪试验用来建立NEPE推进剂的拉剪强度准则,剩下2个拉剪角度 15° 和 75° 下2个应变率 0.12 s^{-1} 和 1 s^{-1} 的拉剪试验数据用于验证所建立的NEPE推进剂拉剪强度准则。

2 结果与讨论

2.1 拉剪强度随拉剪角度和应变率的变化

通过对NEPE推进剂拉剪复合加载实验,研究了不同拉剪角度和不同应变率对NEPE推进剂力学性能的影响。拉剪复合加载应力由 $\bar{\sigma} = F/L$ 计算得到,其中 $\bar{\sigma}$ 为拉剪复合加载应力,MPa; F 为电子拉伸机上得到的实时载荷,N; L 为试样应力区的横截面积, mm^2 ,计算出相应的工程应力并绘制出不同拉剪角度和不同应变率下NEPE推进剂的应力-位移曲线。不同拉剪角度和不同应变率下NEPE推进剂拉剪复合加载应力-位移曲线如图4所示。其中, C_r 为剪切应力缩放系数,为自定义常数; θ 是拉剪角; l 是推进剂沿载荷方向的位移。

由图4a~4e可知,NEPE推进剂拉剪复合加载应

力-位移曲线随拉剪角度和应变率的不同,所表现形式也不相同。另外推进剂的变形呈现出强烈的非线性,受拉剪角度和应变率的影响比较明显;且应力-位移曲线的初始斜率基本随应变率的增大而增大。在相同拉剪角度加载下,NEPE推进剂的拉剪强度随应变率的增大而逐渐增大。在拉剪角度在 90° 和拉剪角度在 45° 高应变率条件下,如图4c和4e所示,NEPE推进剂的应力-位移曲线呈现出线性段、损伤非线性段和破坏段3个阶段,如图4f所示,其中,线性段主要是粘合剂基体的线弹性变形导致;损伤非线性段是由于推进剂固体颗粒的脱湿现象加剧引起,微孔洞逐渐汇聚到一起形成微裂纹,从而导致材料的强度下降,应力-位移曲线进入损伤非线性阶段;破坏段是由于在该阶段裂纹出现较为明显,随着位移的持续增加,宏观裂纹破坏加剧,最终造成推进剂发生破坏失效。在图4e中,当 $\theta=90^\circ$ 及加载状态为纯拉伸状态时,可以较为明显地看出损伤平缓段,分析认为这是由于在损伤过程会导致推进剂发生不可逆的形变,应力增长速度会显著降低,从而形成一个平台区域。

通过NEPE推进剂的拉剪应力-位移曲线,可得到不同拉剪角度和不同应变率对NEPE推进剂拉剪强度的大小,再对试验数据的整合可得到拉剪强度随拉剪角度和应变率变化的折线图,如图5所示。

由图5可以分析出,随着拉剪角度的增加,加载形式由纯剪切-拉剪复合-纯拉伸转变,NEPE推进剂的拉剪强度呈现先增大后减小的趋势,在拉剪角度为 60° 时达到最大。在相同加载角度下,随着应变率的增大,NEPE推进剂的拉剪强度也随着增大。同时,由图可以对比出,在相同条件下的 90° 纯拉伸下的拉剪强度大于 0° 纯剪切下的拉剪强度,分析认为,这是由于在剪切条件下NEPE推进剂内部固体颗粒与粘合剂基体之间因受载发生脱粘形成孔洞缺陷,同时固体颗粒脱湿后受到剪切载荷作用的影响,在粘合剂基体之间发生“滚动”,基本不再承载与传递剪切载荷,从而导致推进剂的剪切强度较小。因此,在相同条件下的推进剂在承受剪切载荷时相对于在承受拉伸载荷时更易于发生断裂破坏。

2.2 NEPE推进剂拉剪加载破坏包络线分析

NEPE推进剂试件在拉剪复合载荷作用下的失效破坏是由其断面上正应力和切应力共同作用而决定的。因此,可对推进剂断裂失效时其破坏面上正应力与切应力之间的关系进行研究。将复合载荷分解为拉

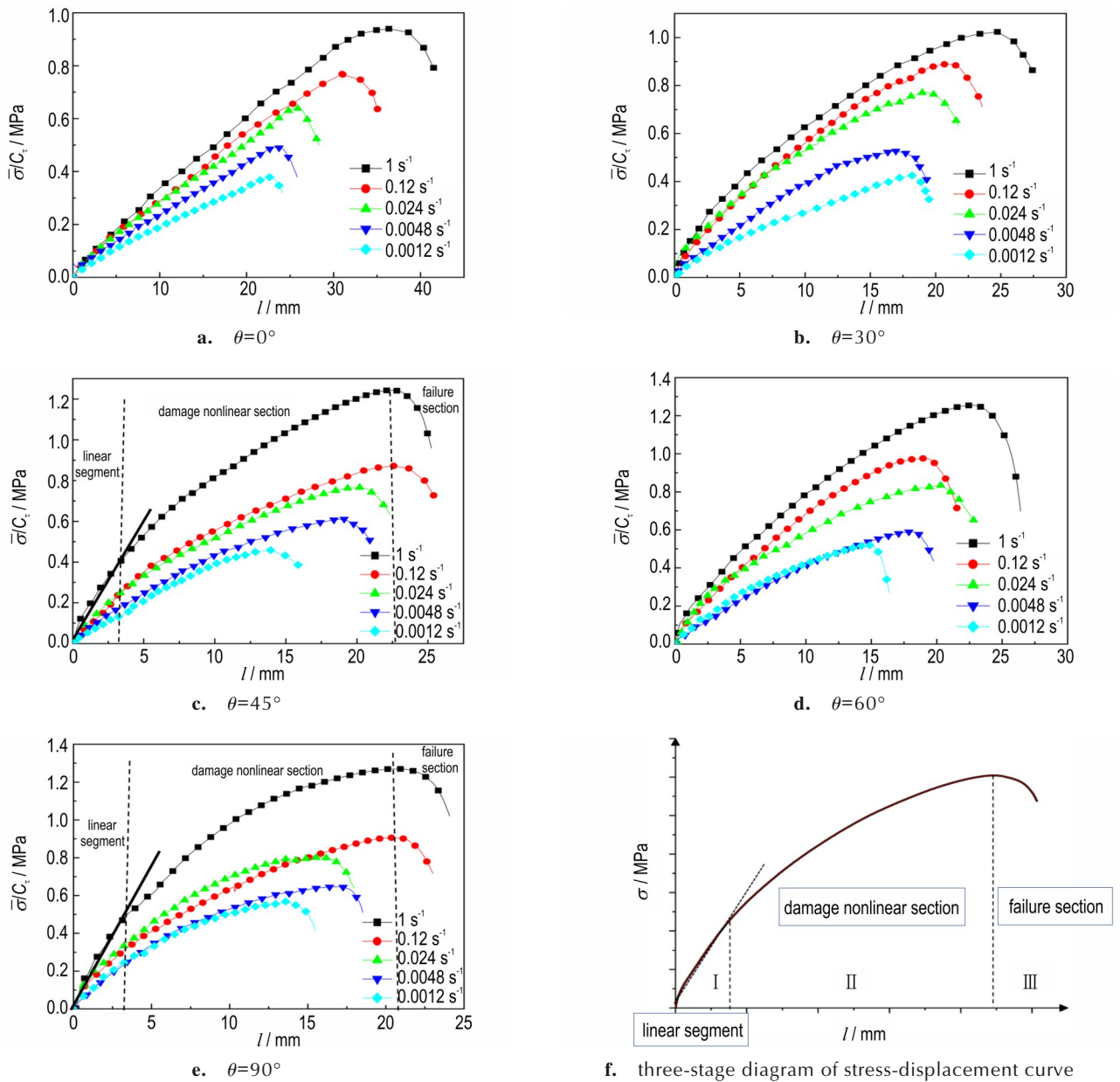


图 4 不同拉剪角度和不同应变率下 NEPE 推进剂拉剪复合加载应力-位移曲线和应力-位移曲线三阶段图

Fig. 4 Stress-displacement curves of NEPE propellant under combined tensile-shear loadings with different tensile-shear angles and different strain rates, and the three-stage diagram of stress-displacement curve

伸加载下的正应力和剪切加载下的剪切应力,基于文献[12]的式(1)和式(2)对拉剪加载下的应力进行计算,以极限拉应力 σ 为横坐标,以极限剪应力 τ 为纵坐标,将不同角度加载下的极限承载散点图绘出,结果如图6所示。

$$\sigma = \sigma_{xx} = \frac{F \sin \theta}{ht} \tag{1}$$

$$\tau = \sigma_{xy} = \frac{F \cos \theta}{ht} \tag{2}$$

式中, h 为试件剪切截面高度,mm; t 为剪切截面宽度,

即试件厚度,mm。

从图6可以看出,NEPE推进剂的极限承载能力数据近似呈四分之一圆弧状分布,为较好的预测NEPE推进剂在承受拉剪复合载荷时的极限承载能力,可考虑用式(3)所示的改进型圆形方程对NEPE推进剂在拉剪复合加载下的极限拉应力和剪应力之间的关系进行拟合。对于拉应力和剪应力,考虑其对极限承载能力影响的指数参数不同:

$$\left(\frac{\sigma}{\sigma_0}\right)^\alpha + \left(\frac{\tau}{\tau_0}\right)^\beta = \left(\frac{\sigma_0 + \tau_0}{2}\right)^2 \tag{3}$$

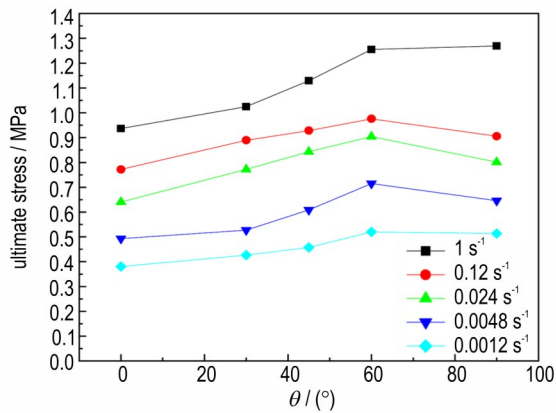


图5 拉剪加载复合极限应力随拉剪角度变化的折线图
Fig.5 Line chart of the variation of the composite tensile-shear loading ultimate stress with tensile-shear angle

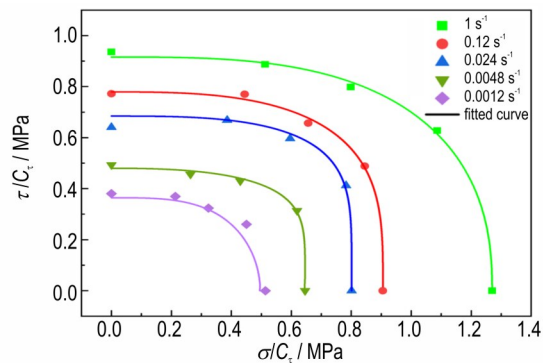


图6 不同应变率加载条件NEPE推进剂极限承载能力散点图及拟合曲线
Fig.6 Scatter diagram and fitting curves of the ultimate bearing capacities of NEPE propellant with different strain-rate loading conditions

式中, α 、 β 、 σ_0 和 τ_0 为拟合参数。在此定义 σ_0 和 τ_0 分别为拟合所得拉伸极限应力和剪切极限应力,单位为MPa; α 和 β 分别为正应力影响指数和剪应力影响指数。

拟合结果如图6所示,不同应变率加载条件下的拟合参数结果如表1所示。由图6可以看出,利用式(3)所示的改进圆形方程对NEPE推进剂在拉剪复合载荷作用下的极限承载能力的拟合效果较好。因此,该式可较好的用于预测NEPE推进剂在承受拉剪复合载荷时的极限承载能力。由表1可知,在表1中列出的所有试验条件下,总有 $\sigma_0 > \tau_0$,且 σ_0 和 τ_0 的大小随应变率的增大而增大,分析认为这是由于 σ_0 和 τ_0 是拟合所得拉伸极限应力和剪切极限应力,与实际拉伸极限应力和剪切极限应力有关,而在图5中推进剂的拉伸极限应力大于剪切极限应力,从而拟合参数 $\sigma_0 > \tau_0$ 。

表1 改进椭圆型极限承载能力方程拟合参数

Table 1 Fitting parameters of the improved elliptical ultimate bearing capacity equation

fitted parameter	strain rate / s ⁻¹				
	1	0.12	0.024	0.0048	0.0012
α	3.10416	2.90767	3.08835	2.5316	3.42591
β	2.40225	3.53601	4.82706	5.13282	1.92304
σ_0	1.22832	0.97352	0.90782	0.85406	0.65337
τ_0	0.87753	0.8269	0.74142	0.55066	0.59488
R ²	0.993	0.991	0.966	0.988	0.967

2.3 NEPE推进剂拉剪强度准则和强度极限面

俞茂宏教授^[14]在1991年提出的双剪统一强度理论,可较好地计算和预测出材料在复杂应力加载下的极限承载能力。由于本研究所用试验件与文献[12]中所用试验件均为蝶形试验件,因此,对NEPE推进剂的蝶形试件的受力情况分析同HTPB推进剂的蝶形试验件一致。双剪统一强度理论的数学建模方程为:

$$\begin{cases} F = \tau_{13} + b\tau_{12} + \beta(\sigma_{13} + b\sigma_{12}) - Y \left(\text{当} (\tau_{12} + \beta\sigma_{12}) \geq (\tau_{23} + \beta\sigma_{23}) \text{时} \right) \\ F = \tau_{13} + b\tau_{23} + \beta(\sigma_{13} + b\sigma_{23}) - Y \left(\text{当} (\tau_{12} + \beta\sigma_{12}) \leq (\tau_{23} + \beta\sigma_{23}) \text{时} \right) \end{cases} \quad (4)$$

式中, τ_{ij} 和 σ_{ij} 为单元主剪应力面上的剪应力与其相应的正应力,MPa;Y为关于材料强度极限的参数,MPa; β 反映的是材料所受正应力作用对其破坏的影响,其值为 $0 < \beta < 1$;b为反映材料强度的其他主剪力影响的参数。

文献[12]基于俞茂宏教授所提出的双剪统一强度理论,建立了HTPB推进剂在不同温度和不同应变率条件下变角度拉剪复合加载强度准则,并基于对HTPB推进剂的不同温度和不同应变率下的拉剪试验,通过对试验结果的处理和拟合,获取了式(4)中的b、 β 和Y三个力学参数。所求 τ_{ij} 和 σ_{ij} 为:

$$\begin{cases} \tau_{12} = \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} \right] \\ \tau_{13} = \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} \\ \tau_{23} = \frac{1}{2} \left[\sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} - \frac{\sigma}{2} \right] \\ \sigma_{12} = \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} \right] \\ \sigma_{13} = \frac{\sigma}{2} \\ \sigma_{23} = \frac{1}{2} \left[\frac{\sigma}{2} - \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} \right] \end{cases} \quad (5)$$

通过 τ_{ij} 和 σ_{ij} 分析式,可以明显看出 $\tau_{12} > \tau_{23}, \sigma_{12} > \sigma_{23}$, 且 $0 < \beta < 1$,再分析得到 $(\tau_{12} + \beta\sigma_{12}) \geq (\tau_{23} + \beta\sigma_{23})$,满足式(4)中当 $(\tau_{12} + \beta\sigma_{12}) \geq (\tau_{23} + \beta\sigma_{23})$ 时的条件,故将式(5)中所求得的 τ_{ij} 和 σ_{ij} 代入式(4) $F = \tau_{13} + b\tau_{12} + \beta(\sigma_{13} + b\sigma_{12})$ 中,得到 NEPE 推进剂拉剪强度准则表达式:

$$F = \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} + \frac{b}{2} \left[\frac{\sigma}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} \right] + \beta \left[\frac{\sigma}{2} + \frac{b}{2} \left(\frac{\sigma}{2} + \sqrt{\left(\frac{\sigma}{2}\right)^2 + \tau^2} \right) \right] = Y \quad (6)$$

结合 NEPE 推进剂在不同应变率条件下的拉剪试验所获得的极限正应力和极限切应力数据,通过所得到的 NEPE 推进剂拉剪强度准则表达式(6)对极限正应力和极限切应力散点图 7 进行拟合,即可得出 b, β 和 Y 三个力学参数的具体值。由式(6)拟合的曲线图如图 7 所示,所求得不同应变率下的 b, β 和 Y 三个力学

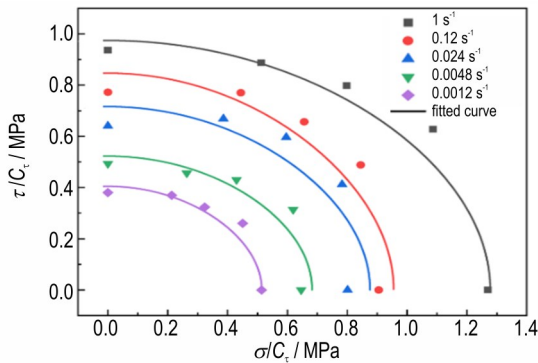


图 7 拉剪强度准则拟合曲线

Fig.7 Fitting curves with the tensile-shear strength criterion

表 3 参数与应变率关系

Table 3 Relationship between parameters and strain rates

parameter	fitting relationship	R ²
b	$b = 0.295 + 0.162(\lg \varepsilon) + 0.157(\lg \varepsilon)^2 + 0.033(\lg \varepsilon)^3$	0.832
β	$\beta = 0.596 - 0.88(\lg \varepsilon) - 0.867(\lg \varepsilon)^2 - 0.196(\lg \varepsilon)^3$	0.706
Y	$Y = 1.304 + 3.567(\lg \varepsilon) + 6.297(\lg \varepsilon)^2 + 3.39(\lg \varepsilon)^3 + 0.555(\lg \varepsilon)^4$	0.925

参数如表 2 所示,且三个参数随应变率的变化拟合表达式由表 3 所示。从图 7 的曲线拟合效果可以看出,式(6)也比较较好的应用于 NEPE 推进剂拉剪强度描述。

基于所获得的统一强度理论参数值 b, β 和 Y ,将其代入式(4)中,则可绘制出 NEPE 推进剂在不同应变率加载条件下的统一强度理论极限面,如图 8 所示,其中 σ_1, σ_2 和 σ_3 为三个主应力,单位为 MPa。从图 8 可以明显的看出,在三维主应力空间,随着应变率的提高,NEPE 推进剂的强度极限面逐渐向外扩张,即随着应变率的增大,NEPE 推进剂的强度也逐渐增大。

通过试验可得到 15° 和 75° 拉剪角度、0.12 s⁻¹ 和 1 s⁻¹ 应变率条件下的 NEPE 推进剂拉剪应力-位移曲线,如图 9 所示,再通过拉剪应力-位移曲线可得到不同条件下的最大拉剪强度;然后根据表 2 可知 15° 和 75° 拉剪角度下 0.12 s⁻¹ 和 1 s⁻¹ 应变率的 b, β 和 Y 三个力学参数的具体值,结合式(1)、式(2)和式(6)可以得

表 2 不同应变率加载条件下拉剪强度准则参数值

Table 2 Parameter values of the tensile-shear strength criterion with different strain-rate loading conditions

fitted parameter	strain rate / s ⁻¹				
	1	0.12	0.024	0.0048	0.0012
b	0.29806	0.24053	0.32839	0.33241	0.33947
β	0.58237	0.9018	0.44377	0.51786	0.618
Y	1.3048	1.11213	1.46468	0.68198	0.55719
R ²	0.957	0.929	0.885	0.936	0.949

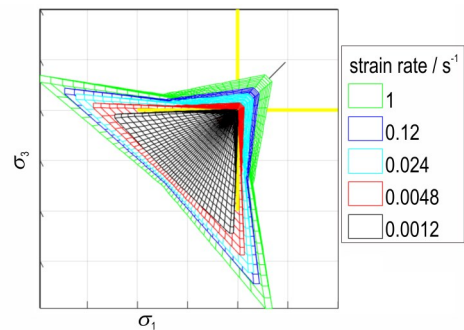
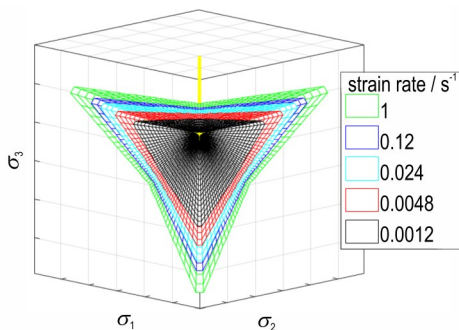


图 8 NEPE 推进剂统一强度理论极限面

Fig.8 Theoretical limit surface of the unified strength of NEPE propellant

到 NEPE 推进剂拉剪角度 15° 和 75° 在 0.12 s^{-1} 和 1 s^{-1} 应变率下的预测拉剪强度, 具体数值如下表 4 和表 5 可知。

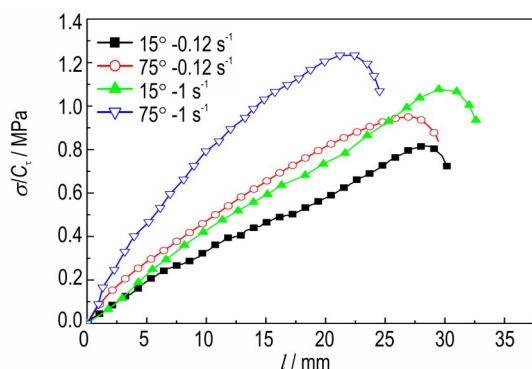


图 9 拉剪应力-位移曲线

Fig.9 Tensile-shear stress-displacement curves

表 4 0.12 s^{-1} 应变率下拉剪强度

Table 4 Tensile-shear strength at 0.12 s^{-1} strain rate

angle / ($^\circ$)	tensile-shear strength tested / MPa	tensile-shear strength predicted / MPa	error / %
15	0.8177	0.8280	1.2
75	0.9501	0.9127	3.9

表 5 1 s^{-1} 应变率下拉剪强度

Table 5 Tensile-shear strength at 1 s^{-1} strain rate

angle / ($^\circ$)	tensile-shear strength tested / MPa	tensile-shear strength predicted / MPa	error / %
15	1.09498	1.03	6.3
75	1.23272	1.29	4.7

将一组试验中 3 个试件的试验结果得出的 3 个破坏时间进行平均处理, 得到一条平均试验曲线, 3 个试件的破坏时间与平均值相比较, 差值最大的即可视为预测值可容许的误差范围^[15]。利用该方法, 计算出本研究实际处理的容许误差范围为 15%。因此, 表 4~5 所得误差均小于 15%, 可知 NEPE 推进剂拉剪强度准则得出的预测值与试验所得平均值的误差在容许误差范围内, 说明该强度准则能较好地用来预测 NEPE 推进剂在不同拉剪角度和不同应变率下的拉剪强度, 具有较好的准确性和普遍适用性。

3 结论

通过开展 NEPE 推进剂不同拉剪角度和不同应变率下的拉剪试验, 对 NEPE 推进剂的拉剪力学特性和强度准则进行了研究, 得到以下结论:

(1) NEPE 推进剂的拉剪变形受拉剪角度和应变率的影响比较明显。相同拉剪角度下, 拉剪应力随应变率的增大而增大; 在相同条件下的 90° 纯拉伸下的拉剪强度大于 0° 纯剪切下的拉剪强度。

(2) 基于双剪统一强度理论, 推导了 NEPE 推进剂在拉剪复合载荷下的强度准则。通过不同拉剪角度和不同应变率条件下的 NEPE 推进剂的拉剪试验, 基于双剪统一强度准则, 获得了 NEPE 推进剂的强度准则参数, 绘制出了不同应变率下 NEPE 推进剂的统一强度理论极限面。

(3) 利用建立 NEPE 推进剂拉剪强度准则, 对拉剪角度为 15° 和 75° , 应变率 0.12 s^{-1} 和 1 s^{-1} 加载下的拉剪强度进行了预测。将其与试验结果进行误差计算, 误差值在容许误差范围 15% 内, 说明建立的 NEPE 推进剂拉剪强度准则能较好地预测 NEPE 推进剂不同拉剪角度和应变率下的拉剪强度进行预测。

参考文献:

- [1] 陈汝训. 固体火箭发动机设计与研究[M]. 北京: 宇航出版社, 1991.
CHEN Ru-xun. Design and Research of Solid Rocket Motor [M]. Beijing: Astronautics Press, 1991.
- [2] LÓPEZ R, SALAZAR A, RODRÍGUEZ J.. Fatigue crack propagation behaviour of carboxyl-terminated polybutadiene solid rocket propellants[J]. *International Journal of Fracture*, 2020, 223: 3–15.
- [3] WANG Zhe-jun, QIANG Hong-fu, WANG Guang, et al. Tensile mechanical properties and constitutive model for HTPB propellant at low temperature and high strain rate[J]. *Journal of Applied Polymer Science*, 2015, 132(24).
- [4] WANG Zhe-jun, QIANG Hong-fu. Strength criterion of composite solid propellants under dynamic loading[J]. *Journal of Defence Technology*, 2018, 14: 107–112.
- [5] 刘畅, 强洪夫, 王哲君, 等. 低温动态加载下老化 HTPB 推进剂强度准则研究[J]. 推进技术, 2018, 39(11): 2581–2587.
LIU Chang, QIANG Hong-fu, WANG Zhe-jun, et al. Research on strength criterion of aging HTPB propellant under low temperature dynamic loading [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2018, 39(11): 2581–2587.
- [6] 贾永刚, 张为华, 张炜. 固体推进剂双向拉伸试件优化设计及试验[J]. 推进技术, 2011, 32(5): 737–740.
JIA Yong-gang, ZHANG Wei-hua, ZHANG Wei. Optimization design and test of solid propellant bidirectional tensile specimen [J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2011, 32(5): 737–740.
- [7] KELLY D A. Problems in creep testing under biaxial stress systems[J]. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 1976, 11(1): 1–6.
- [8] 耿挺京. 低温动态双轴压缩加载下 HTPB 复合固体推进剂力学行为研究[D]. 西安: 火箭军工程大学, 2021.
GENG Ting-jing. Mechanical behaviour of HTPB composite solid propellant under dynamic biaxial compression loading at

- low temperature[D]. Xi'an: Rocket Force Engineering University, 2021.
- [9] 阳建红, 周敬恩, 刘朝丰. 基于环境压强下 NEPE 固体推进剂双剪强度准则[J]. 固体火箭技术, 2007(03): 253-255.
YANG Jian-hong, ZHOU Jing-en, LIU Chao-feng. Double shear strength criterion for NEPE solid propellant based on ambient pressure[J]. *Journal of Solid Rocket Technology*, 2007(03): 253-255.
- [10] WANG Zhe-jun, QIANG Hong-fu. Mechanical properties of thermal aged HTPB composite solid propellant under confining pressure[J]. *Journal of Defence Technology*, 2022, 18(4): 618-625.
- [11] WANG Jia-xiang, QIANG Hong-fu, WANG Zhe-jun. Mechanical properties of HTPB propellant under shear loading at low temperature[J]. *Journal of Propellants Explosives Pyrotechnics*, 2022, 47(2): 1-9.
- [12] GJB 770B-2005. 火药试验方法[S]. 国防科学技术工业委员会, 2005.
- GJB 770B-2005. Test methods for gunpowder[S]. Commission of Science, Technology and Industry for National Defense, 2005.
- [13] GB/T 28889-2012, 复合材料面内剪切性能试验方法[S]. 全国纤维增强塑料标准化技术委员会, 2012.
GB/T 28889-2012. Test method for in-plane shear properties of composites[S]. *Fiber Reinforced Plastics*, 2012.
- [14] 俞茂宏, 彭一江. 强度理论百年总结[J]. 力学进展, 2004(04): 529-560.
YU Mao-hong, PENG Yi-jiang. Centennial summary of strength theory[J]. *Journal of Advances in Mechanics*, 2004(04): 529-560.
- [15] 韩龙, 陈雄, 赵亚楠, 等. 基于累积损伤模型的 NEPE 推进剂温度及率相关破坏准则研究[J]. 推进技术, 2015, 36(12): 1895-1900.
HAN Long, CHEN Xiong, ZHAO Ya-nan, et al. Study on Temperature and Rate Dependent Failure Criteria of NEPE Propellant Based on Cumulative Damage Model[J]. *Journal of Propulsion Technology*, 2015, 36(12): 1895-1900.

A Strength Criterion of NEPE Propellant Based on Tensile-shear Load Tests

LIU Fan, QIANG Hong-fu, WANG Jia-xiang, WANG Zhe-jun, WANG Xue-ren

(Zhijian Laboratory, Rocket Force University of Engineering, Xi'an 710025, China)

Abstract: In order to study the effects of different strain rates and different tensile-shear angles on the tensile-shear strength of NEPE propellant, the tensile-shear tests of the propellant for 5 tensile-shear angles (0° , 30° , 45° , 60° , 90°) and 5 strain rates (0.0012 , 0.0048 , 0.024 , 0.12 , 1 s^{-1}) were carried out by using tensile-shear fixtures and butterfly test specimens. The variation of tensile-shear strength with tensile-shear angle and strain rate of propellant under combined tensile-shear loading was obtained. Based on the experimental results, the tensile-shear strength limit of propellant was described by the improved circular equation, and the tensile-shear strength criterion of propellant at different strain rates was established by combining the double shear unified strength theory, and the corresponding theoretical limit surface of the unified strength of propellant was drawn. Finally, the established tensile-shear strength criterion was used to predict the tensile-shear strengths of 0.12 s^{-1} and 1 s^{-1} strain rates for the tensile-shear angles of 15° and 75° . The validity of the established tensile-shear strength criterion was verified by comparing the predicted results with the experimental data. The results show that the tensile-shear strength of NEPE propellant under combined tensile-shear load increases with the increase of tensile-shear angle and strain rate. By fitting and solving the material parameter values, the improved circular equation and unified strength criterion established can well describe the tensile-shear strength of NEPE propellant for different loading angles and strain rates. Based on the established strength criterion, the errors between the predicted values and the experimental values of the tensile strength limits at the strain rates of 0.12 s^{-1} and 1 s^{-1} for the tensile-shear angles of 15° and 75° are less than the allowable error range of the actual treatment by 15%.

Key words: NEPE propellant; Tensile-shear test; Butterfly-shaped specimens; strength theory

CLC number: TJ55;O64

Document code: A

DOI: 10.11943/CJEM2024193

Grant support: National Natural Science Foundation of China (Nos: 11772352, 22205259)

(责编: 姜梅)