

doi: 10.7690/bgzd.2026.01.002

HTPB 推进剂单向拉伸过程的分子动力学模拟

李金飞, 曲 凯, 孟 超, 庄振民
(海军航空大学, 山东 烟台 264001)

摘要: 为研究拉伸载荷下端羟基聚丁二烯(hydroxyl-terminated polybutadiene, HTPB)推进剂的微观损伤, 建立高氯酸铵(ammonium perchlorate, AP)/HTPB 和 AP/HTPB/AP 界面模型。基于经典分子动力学方法计算单向拉伸时界面模型的变形和失效行为, 分析温度对界面模型力学性能的影响, 得到界面模型的应力应变曲线和能量变化曲线。计算结果表明: 在轴向载荷的作用下 HTPB 层内部会出现微空穴, 随着应变的增加微空穴合并, 界面模型的最终失效位置在界面附近。界面模型的名义应力应变曲线可分为近似线弹性、屈服、应力强化和界面失效 4 阶段。随着温度的升高, 界面模型的失效应力减小, 延伸率无明显变化。

关键词: HTPB 推进剂; 分子动力学; 单向拉伸; 界面失效; 应力应变

中图分类号: TJ91⁺0.4; V512.3 **文献标志码:** A

Molecular Dynamics Simulation of Uniaxial Tensile Process of HTPB Propellant

Li Jinfei, Qu Kai, Meng Chao, Zhuang Zhenmin
(Naval Aviation University, Yantai 264001, China)

Abstract: In order to investigate the micro-damage of hydroxyl-terminated polybutadiene (HTPB) propellant under tensile loading, interface models of ammonium perchlorate (AP)/HTPB and AP/HTPB/AP were established. Based on classical molecular dynamics, the deformation and failure behavior of the interface models under uniaxial tension were calculated. The influence of temperature on the mechanical properties of the interface models was analyzed, and the stress-strain curves and energy change curves of the interface models were obtained. The calculation results showed that micro cavities would appear inside the HTPB layer under axial loading. As the strain increased, the micro cavities merged, and the final failure location of the interface model was near the interface. The nominal stress-strain curve of the interface model could be divided into four stages: approximately linear elastic, yield, stress strengthening, and interface failure. As the temperature increased, the failure stress of the interface model decreased, and the elongation rate showed no significant change.

Keywords: HTPB propellant; molecular dynamics; uniaxial tension; interfacial failure; stress-strain

0 引言

经过 50 多年的技术开发与应用,端羟基聚丁二烯(HTPB)推进剂的综合性能得到了全面验证,技术趋于成熟,在各类现役战略战术导弹固体发动机中被广泛使用^[1]。基体的力学性能、固体颗粒的含量以及颗粒与基体界面的粘结程度对 HTPB 推进剂的宏观力学性能有重要影响,在外力的作用下推进剂内部的微裂纹会扩展及聚合,出现基体断裂以及固体颗粒脱湿现象,从而导致推进剂宏观力学性能劣化。为研究 HTPB 推进剂细观损伤机理,刘新国等^[2]观测了低温单向拉伸后 HTPB 推进剂形貌,分析了影响细观损伤形式的因素,王鑫等^[3]分析了长期自重载荷下的蠕变规律,许进升等^[4]结合红外热成像系统实时监测疲劳载荷试验中推进剂表面温升,分析了推进剂的疲劳损伤机理。

为定量分析推进剂的细观损伤,数字图像技术被广泛应用于推进剂的损伤测量。常武军等^[5]通过细观图像测量法,研究不同拉伸速率下推进剂的脱湿与泊松比变化。试验研究的结果直观可信,但耗时长、成本高,数值仿真方法相对经济可行。职世君等^[6]基于表面粘结损伤单元建立固体推进剂细观模型,研究了单向拉伸过程中固体推进剂的界面损伤情况。Matous 等^[7]提出了固体推进剂自动填充算法,建立了固体推进剂多尺度颗粒填充模型,从细观结构上揭示了固体颗粒脱湿过程。

理化性能测试、界面定量表征、细观图像分析以及数值模拟技术的应用从宏细观层面揭示了推进剂的细观损伤机理,在微观层面,基于分子动力学模拟方法,付一政等^[8]建立了 HTPB/Al 界面模型,分析了不同温度下 HTPB 与 Al 不同晶面的结合能

收稿日期: 2024-11-06; 修回日期: 2024-12-07

第一作者: 李金飞(1988—),男,湖北人,博士。

和力学性能的变化情况；武文明等^[9]计算了 HTPB-TDI 网络模型简化结构中化学键的键能，找到了易断裂的化学键，并分析了弱键解离对固化体系力学性能的影响。通过分子力学和分子动力学方法研究了商业应用较广的环氧聚合物的性能，如聚合物的交联结构、材料加工性能(玻璃化转变温度、热膨胀系数、弹性常数和水分扩散系数)^[10-13]。Pacheco 等^[14]基于分子动力学方法模拟了拉伸载荷下聚乙烯的变形行为。由于模拟计算的应变率较高，计算结果与实际相差较大。从微观层面揭示外载荷作用下推进剂粘合剂基体的变形以及基体与颗粒间相互作用还未见报道，有必要基于分子动力学方法研究 HTPB 推进剂的单向拉伸过程。

笔者构建 HTPB 与高氯酸铵(AP)(110)界面模型，基于经典分子动力学模拟方法计算了拉伸载荷下界面模型的变形与失效，探讨了变形过程中的能量变化以及模型名义应力变化的内因，分析了模型尺寸和温度对模型变形行为的影响。

1 模型构建与模拟方法

1.1 晶胞模型

AP 为正交晶系，(110)晶面是 AP 晶体最主要晶面^[15]，利用 Materials Studio (MS) 软件中分面切割工具，将具有周期性边界条件的 AP 晶体沿(110)方向切割，切割厚度为 5 层，在 Forcite 模块下利用 Geometry Optimization 对切割后的 AP 晶体进行优化，建立厚度为 0 的真空层。

HTPB 的分子式如图 1 所示。

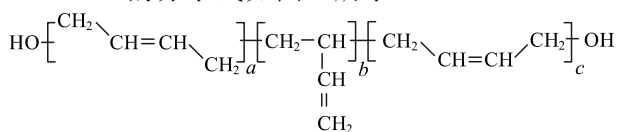


图 1 HTPB 分子式

$a:b:c=3:1:1$ ，数均分子相对质量约为 3 000，含有 33 个反式丁二烯单元、11 个 1,2-丁二烯单元和 11 个顺式丁二烯单元的以羟基封端的随机嵌段共聚物。在 Forcite 模块下采用 Geometry Optimization 方法对 HTPB 进行能量优化，根据 AP(110)晶面超晶胞的参数和 298 K、 1.01×10^5 Pa 下的某型 HTPB 密度 (0.908 g/cm^3) 用 Amorphous cell 模块构建 HTPB 的 3 维周期性边界条件的无定形结构。在 Forcite 模块下利用 Geometry Optimization 对无定形结构进行优化，利用 Anneal 进行退火计算以消除体系的残余应力，退火循环次数为 5 次，起始温度

300 K，最高温度 800 K。

使用 Layer 建模工具构建 HTPB/AP 界面模型如图 2 所示。

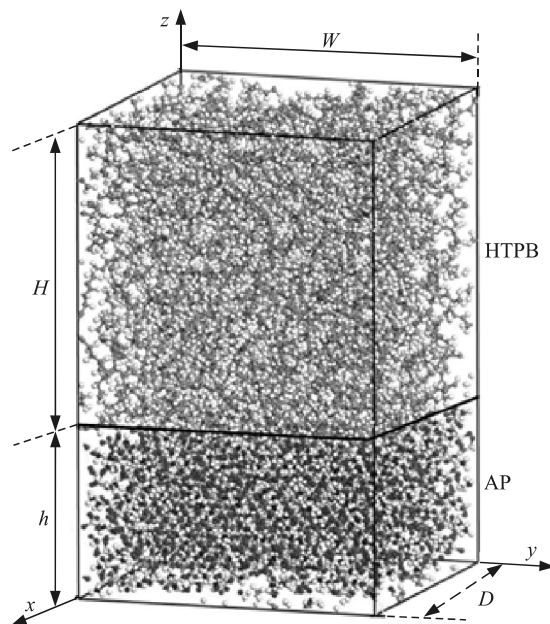


图 2 HTPB/AP 界面模型

通过 Amorphous cell 构建的 HTPB 晶胞尺寸为 $W \times D \times H$ ，AP(110)晶胞尺寸为 $W \times D \times h$ 。为便于描述，在界面模型上添加笛卡尔坐标系， xoy 平面与 HTPB/AP 界面平行， z 轴垂直于 HTPB/AP 界面。为研究 AP 颗粒之间的相互影响，在 HTPB 上方再添加厚度为 h 的 AP 晶胞层构建 AP/HTPB/AP 界面模型。

对构建好的界面模型进行几何优化和动力学平衡，以得到较好的构型和消除体系内的残余应力：首先，在 Forcite 模块利用 Geometry Optimization 在聚合物一致性力场 (polymer consistent force-field, PCFF) 力场下对界面层模型进行几何优化；其次，选择 Dynamics 进行动力学计算，在 NVT 系综下选择 PCFF 力场，各分子起始速度按 Maxwell 分布取样，Velocity verlets 算法求解，范德华力和库仑力分别采用 Atom based 和 Ewald 加和法，范德华截断半径为 $12.5 \text{ \AA}$ ，Nose 控温方法，时间步长为 1 fs，模拟 200 ps 使系统达到平衡。随后转到 NPT 系综下，采用 Parrinello 控压方法，其他参数不变，模拟 100 ps 使系统再次平衡，得到的平衡结构用于后续的拉伸模拟计算。

1.2 原子势能

在进行分子动力学模拟计算时，由于 HTPB 高聚物含有大量氢原子，选择 PCFF 力场来描述粘合

剂体系中原子的相互作用, 该力场已被验证并广泛应用。PCFF 力场的能量如式(1)所示。

$$E_{\text{total}} = \sum_b [k_2(b-b_0)^2 + k_3(b-b_0)^3 + k_4(b-b_0)^4] + \sum_{\theta} [H_2(\theta-\theta_0)^2 + H_3(\theta-\theta_0)^3 + H_4(\theta-\theta_0)^4] + \sum_{\varphi} [V_1(1 - \cos \varphi) + V_2(1 - \cos 2\varphi) + V_3(1 - \cos 3\varphi)] + \sum_{\chi} K_{\chi} \chi^2 + \sum_{b,b'} F_{bb'}(b-b_0)(b'-b'_0) + \sum_{b,\theta} F_{b\theta}(b-b_0)(\theta-\theta_0) + \sum_{\theta,\theta'} F_{\theta\theta'}(\theta-\theta_0)(\theta'-\theta'_0) + \sum_{b,\varphi} (b-b_0)(V_1 \cos \varphi + V_2 \cos 2\varphi + V_3 \cos 3\varphi) + \sum_{\theta,\varphi} (\theta-\theta_0)(V_1 \cos \varphi + V_2 \cos 2\varphi + V_3 \cos 3\varphi) + \sum_{b,\theta,\varphi} F_{b\theta\varphi}(b-b_0)(\theta-\theta_0) \cos \varphi + \sum_{i,j} q_i q_j / r_{ij} + \sum_{i,j} \epsilon_{ij} (A_{ij} / r_{ij}^9 - B_{ij} / r_{ij}^6) \quad (1)$$

PCFF 力场由原子价和非键项组成, 其中原子价项包括键伸缩能、键角弯曲能、二面角扭转能和离平面相互作用项, 非键项包括带电原子之间的库伦力和以 Lennard-Jones (LJ) 9-6 表示的范德华力, LJ 势能项和库伦力计算时的截断半径为 12.5 Å。由于拉伸过程中 AP 的形变是可以忽略的, 假设 AP 晶体是刚性的, HTPB 与 AP 之间的相互作用只有范德华力, 不包含共价键作用^[16]。HTPB 原子与 AP 原子之间的相互作用可以采用 LJ9-6 势能项来描述, 该势能项的参数由 AP 和 HTPB 原子参数通过六次幂混合法则确定, 如式(2)和(3)所示:

$$\sigma_{\text{ep}} = (((\sigma_{\text{e}})^6 + (\sigma_{\text{p}})^6) / 2)^{1/6}; \quad (2)$$

$$\epsilon_{\text{ep}} = 2\sqrt{\epsilon_{\text{e}}\epsilon_{\text{p}}}(\sigma_{\text{e}})^3(\sigma_{\text{p}})^3 / ((\sigma_{\text{e}})^6 + (\sigma_{\text{p}})^6) \quad (3)$$

式中 e 和 p 分别为 HTPB 和 AP。

1.3 拉伸模拟

为实现 HTPB/AP 界面模型的单向拉伸变形, 固定界面模型中 AP 晶体的底部 2 层原子, 选择 1/10 的 HTPB 顶部原子向上拉伸。在不同温度下每拉伸 0.5 Å 进行一次 NVT 动力学平衡计算, 直至 HTPB 与 AP 完全分离, 采用 Nose 控温方式来调节体系温度, HTPB 体系中的维里应力张量作为界面模型的延伸率函数计算并输出。

2 结果与分析

2.1 晶胞尺寸影响

为消除模型尺寸对拉伸模拟结果的影响, 界面模型的尺寸要足够大, 选取 3 个不同尺寸的界面模型进行计算, 界面模型参数如表 1 所示。

表 1 界面模型参数

模型序号	原子数	长×宽	高度
1	1 918	11.16×11.86	60.23
2	6 564	23.26×23.72	45.40
3	15 176	46.51×47.43	45.40

从表 1 可以看出: 由于模型 1 的尺寸较小、所含的原子较少, 导致其应力应变曲线变化剧烈, 而

模型 2 和 3 则不存在上述问题。模型 2 和 3 沿 z 方向的名义应力应变曲线(已进行平滑)如图 3 所示。

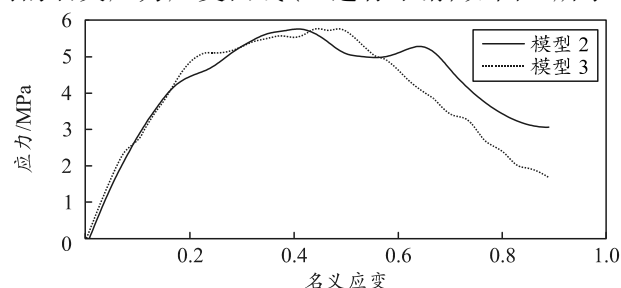
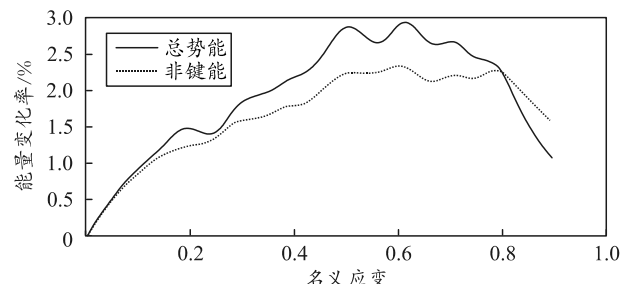


图 3 模型 2 和 3 的应力应变曲线

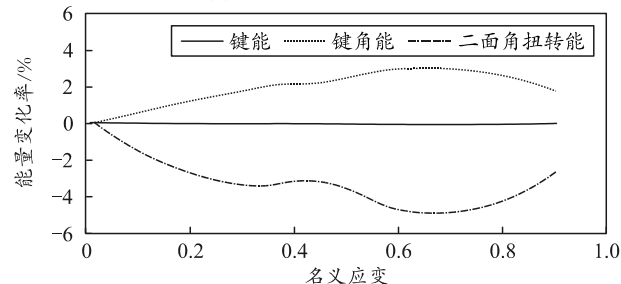
从图 3 中可看出: 2 个模型应力应变曲线变化一致, 模型 2 的尺寸能够满足研究要求, 后续研究均以此模型为基础进行。模型 2 和 3 的应力应变曲线变化趋势与 HTPB 推进剂哑铃型标准试件的变化趋势一致^[5], 应力应变曲线主要存在线弹性段、非线性弹性段和屈服断裂段 3 个过程。

2.2 变形过程

图 4 为 298 K 下拉伸过程中模型中能量变化曲线。



(a) 总势能和非键能



(b) 原子势能

图 4 不同应变下模型中能量变化曲线(298 K)

从图 4 可看出：在拉伸初始阶段体系的中键角能增加，键角扭转能减小，体系的化合价近似保持不变，体系的总势能和非键能趋于一致。随着应变的增加体系的键角扭转能较键角能变化快，体系开始储能，总势能较非键能大。

图 5 为拉伸过程中 AP/HTPB 模型不同应变下的原子构型。

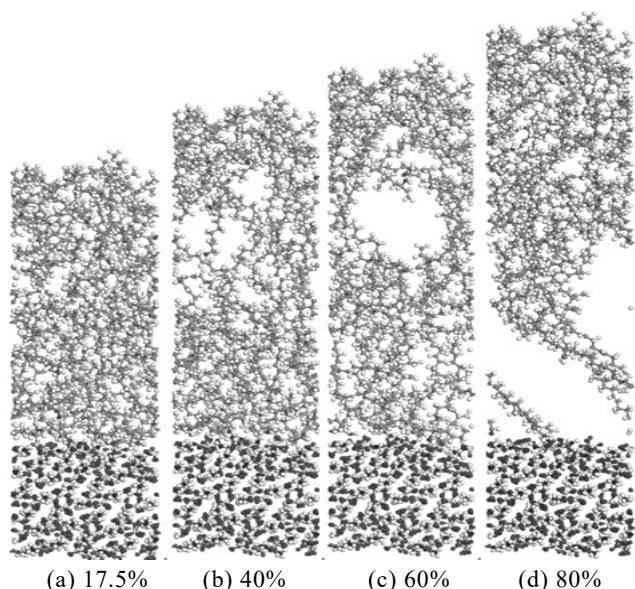


图 5 不同应变下 AP/HTPB 模型构型 (298 K)

图 5(a)为体系在屈服应变时的原子构型，屈服应力约为 5.5 MPa，体系内无可见的损伤；随着应变的增加体系继续表现为屈服应变，最小屈服应力约为 4.5 MPa，从最大屈服应变直至界面失效应变， z 轴应力逐渐变大(应力强化阶段)，此时(图 5(b))体系内出现微小不连通的空穴；随着应变的继续增加，这些微空穴继续增长并开始合并(图 5(c))，与初始状态相比，此时 HTPB 层中的分子链开始绷紧变直，这个过程主要通过键角的弯曲和二面角的扭转来实现，分子链中的键长无明显变化。从图 4(b)中键角能和键角扭转能可看出，此阶段能量变化剧烈，拉伸应变使键角变化、二面角偏离平衡位置；在应变达到约 65%时体系的名义应力达到最大值约 7 MPa 并迅速下降。图 5(d)为界面处 HTPB 与 AP 分离时的原子构象，后续模拟结果表明，随着界面的失效，HTPB 分子链会回弹至平衡状态(如图 5(c)中的空穴在图 5(d)中已消失)，此时键角能和键角扭转能会回复至初始状态(如图 4(b)所示)。

图 6 为 AP/HTPB/AP 模型不同应变下的原子构型，模拟过程中下层 AP 原子固定，上层 AP 原子向上运动。

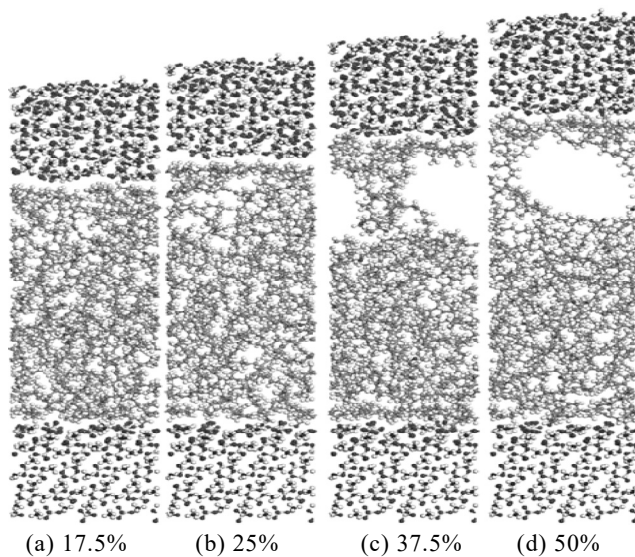


图 6 不同应变下 AP/HTPB/AP 模型构型 (298 K)

从图 6 可看出：体系的形变过程与 AP/HTPB 一致，当应变达到 50%时，靠近上层界面的 HTPB 层内部出现较大的空穴，AP/HTPB 粘结界面失效。对比图 5 AP/HTPB 模型拉伸结果，AP/HTPB/AP 模型的延伸率约减小了 40%，这是因为 AP/HTPB 模型的拉伸对象是 HTPB 层和 AP/HTPB 界面，拉伸应力首先作用在 HTPB 层(其应变由式(1)所描述的 PCFF 力场得出)，随后才是 AP 与 HTPB 的粘接面(其相互作用由式(2)和(3)所描述的 LJ9-6 势能项得出)，模型的总应变包含 HTPB 的形变，而 AP/HTPB/AP 模型在拉伸时，载荷是首先作用在 AP 与 HTPB 的粘接面。对于 AP/HTPB 模型，拉伸前 HTPB 层内部处于松弛状态，应变较小时 HTPB 层内部分子链的键角和二面角变形相对容易，此时 HTPB 层变形占主导，应变较大时 HTPB 分子链形变受限，同时价键能变大，HTPB 的形变较范德华作用下的 AP/HTPB 界面小，因此当体系处于高应变状态时界面的形变不容忽视且最终失效的位置在界面处。

为研究拉伸时聚合物层以及聚合物与基体材料界面的形变，文献[13]对环氧树脂和环氧树脂与铜组成的界面模型分别以相同的速率进行拉伸，在较低的应变下 2 组应力应变曲线是一致的，当应变高于某水平时 2 组曲线开始分离，相同应变下环氧树脂模型的应力大于环氧树脂与铜界面模型的应力。另外，相同应力下环氧树脂模型的应变略小于环氧树脂与铜界面模型，表明拉伸时环氧树脂与铜界面存在应变。

分子动力学模拟得到的界面失效应力约为

6 MPa(298 K), 远大于采用哑铃形试件拉伸时的最大应力 1 MPa。从其他分子动力学模拟结果来看, 其模拟结果普遍存在大于典型的宏观试验结果现象, 文献[13]模拟得到的失效应力为 340 MPa, 而试验测得的环氧树脂与钢的界面失效应力约为 50 MPa^[17], 环氧树脂与蓝宝石界面失效应力为 120 MPa^[18], 文献[19]模拟得到的 Al-Si 界面失效应力为 20 GPa, 但试验测得的 Al-Si 合金应力约为 200 MPa。本文中模拟计算的形变完全源于分子链的伸展, 与 HTPB 推进剂标准哑铃型试件在 15℃ 室温下 100 mm/min 速度拉伸时的最大应力(约 0.85 MPa)相比^[5], 模拟得到的最大应力明显偏大, 主要是因为模型的尺寸、拉伸的方式相差较大, 所以就单独考虑界面处原子间的相互作用力而言, 本文中计算的应力是合理的, 但将分子动力学的模拟结果应用到宏观试验还需进一步开展研究。

2.3 温度的影响

为研究温度对界面模型拉伸结果的影响, 选择在 248、298 和 348 K 分别进行分子动力学模拟。图 7 为不同温度下 AP/HTPB 界面模型拉伸的应力应变曲线。

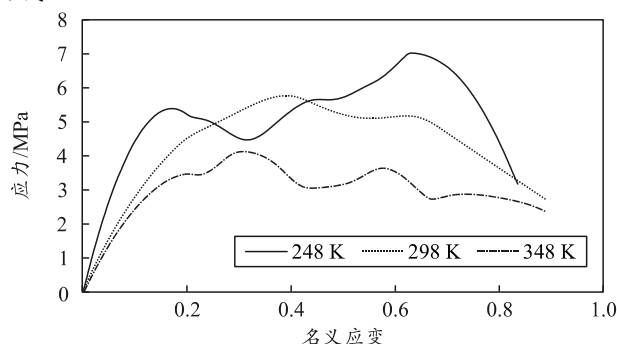


图 7 不同温度下应力应变曲线

由图 7 可看出: 模拟结果与宏观拉伸实验结果一致, 随着温度的降低模型的最大应力降低, 但延伸率无明显变化。温度为 248 K 时, HTPB 层的应变由屈服应力主导, 而失效应力由 AP 与 HTPB 的界面决定, 这一现象在 298 和 348 K 下的应力应变曲线中不明显, 温度对 HTPB 层以及 AP 与 HTPB 的界面均有影响。在 HTPB 层内屈服行为是由分子链的相对滑移导致的键角和二面角的变化而产生的, 温度越高体系的活化能越低, 从而分子链的相对滑移更容易, 也就导致了屈服应力和模量的减小^[20]。随着温度的升高, HTPB 层界面附近的分子链流动性增强, 与 AP 原子间的相互作用减弱, 界面失效所需的能量更低, 从而界面失效应力也随之

减小, 延伸率无明显变化。

由于经典分子动力学方法不能模拟化学键的断裂与形成, 而实际上 HTPB 推进剂 AP 颗粒与粘合剂之间存在着复杂的交联网络, 本文中的计算结果与实际应用还存在较大的差距, 但对于从微观层面分析 HTPB 推进剂在拉伸载荷下的损伤具有一定的参考价值。HTPB 推进剂粘合剂体系中还有固化剂、增塑剂、键合剂等组分, 且粘合剂体系的交联程度等因素对 HTPB 推进剂力学性能有重要影响, 为更准确模拟拉伸载荷下 HTPB 推进剂的变形行为, 需要构建更加合理的界面模型。

3 结论

1) 构建的 AP/HTPB 模型和 AP/HTPB/AP 模型在轴向载荷作用下, 均存在微空穴的生成与合并现象, 微观模型的应力应变曲线与宏观试件的应力应变曲线一致, AP/HTPB 模型的延伸率较 AP/HTPB/AP 模型大约 40%。

2) AP/HTPB 界面模型的拉伸过程可以分为近似的线弹性、屈服、应力强化和界面失效 4 个阶段。

3) 随着温度的升高, 界面处 HTPB 分子链的流动性增强, 界面模型的失效应力变小, 延伸率无明显变化。

4) 从微观层面分析 HTPB 推进剂在拉伸载荷下的损伤具有一定的参考价值, HTPB 推进剂的粘合剂体系只考虑了 HTPB 聚合物, 构建的界面模型不能完全体现 HTPB 推进剂的微观结构特性。为更准确模拟拉伸载荷下 HTPB 推进剂的微观形变, 需要构建更加合理的界面模型。

参考文献:

- [1] 庞爱民, 马新刚, 唐承志. 固体火箭推进剂与理论工程[M]. 北京: 中国宇航出版社, 2014: 205-208.
- [2] 刘新国, 刘佩进, 王哲君. 低温动态加载下老化 HTPB 推进剂细观损伤研究[J]. 固体火箭技术, 2019, 42(1): 72-77.
- [3] 王鑫, 赵汝岩, 卢洪义, 等. HTPB 推进剂装药蠕变行为及影响因素[J]. 火炸药学报, 2021, 44(3): 399-406.
- [4] 许进升, 杨晓红, 陈雄, 等. HTPB 推进剂疲劳特性试验研究[J]. 火炸药学报, 2021, 44(3): 372-378.
- [5] 常武军, 鞠玉涛, 王蓬勃. HTPB 推进剂脱湿与力学性能的相关性研究[J]. 兵工学报, 2012, 33(3): 261-266.
- [6] 职世君, 孙冰, 张建伟. 基于表面粘结损伤的复合固体推进剂细观损伤数值模拟[J]. 推进技术, 2013, 34(2): 273-279.

- [7] MATOUS K, INGLIS H M, GU X, et al. Multiscale modeling of solid propellants: From particle packing to failure[J]. *Composites Science and Technology*, 2007, 67: 1694-1708.
- [8] 付一政, 刘亚青, 梅林玉, 等. HTPB 与 A1 不同晶面结合能和力学性能分子动力学模拟[J]. *物理化学学报*, 2009, 25(1): 187-190.
- [9] 武文明, 张炜, 陈敏伯, 等. 理论研究丁羟粘合剂化学键解离及其对力学性能的影响[J]. *化学学报*, 2012, 70(10): 1145-1152.
- [10] BERMEJO J S, UGARTE C M. Influence of cross-linking density on the glass transition and structure of chemically cross-linked PVA: a molecular dynamics study[J]. *Macromolecular Theory and Simulations*, 2009, 18(6): 317-327.
- [11] TACK J L, FORD D M. Thermodynamic and mechanical properties of epoxy resin DGEBA crosslinked with DETDA by molecular dynamics[J]. *Journal of Molecular Graphics & Modelling*, 2008, 26(8): 1269-1275.
- [12] FAN H B, WONG C K, YUEN M F. A Multiscale Interfacial Delamination Model of Cu-SAM-Epoxy Systems[C]. 2008 International Conference on Electronic Packaging Technology & High Density Packaging. IEEE, 2008: 285-289.
- [13] WU C F, XU W J. Atomistic molecular modelling of crosslinked epoxy resin[J]. *Polymer*, 2006, 47(16): 6004-6009.
- [14] PACHECO A A, BATRA R C. Analysis of structural changes during plastic deformations of amorphous polyethylene[J]. *Polymer*, 2013, 2(54): 819-840.
- [15] CHEN Y, LIU Y F, SHI L, et al. Study on the Synthesis and Interfacial Interaction Performance of Novel Dodecylamine-Based Bonding Agents Used for Composite Solid Propellants[J]. *Propellants Explosives Pyrotechnics*, 2015, 40: 50-59.
- [16] YANG S R, GAO F, QU J M. A molecular dynamics study of tensile strength between a highly-crosslinked epoxy molding compound and a copper substrate[J]. *Polymer*, 2013, 54: 5064-5074.
- [17] JI G F, OUYANG Z Y, LI G Q, et al. Effects of adhesive thickness on global and local model-I interfacial failure of bonded joints[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2010, 47(18-19): 2445-2458.
- [18] MELLO A W, LIECHTI K M. The effect of self-assembled monolayers on interfacial failure[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 2006, 73(5): 860-870.
- [19] SAMUEL A M, SAMUEL F H. A metallographic study of porosity and fracture behavior in relation to the tensile properties in 319.2 end chill castings[J]. *Metallurgical and Materials Transactions A*, 1995, 26(9): 72.
- [20] YANG S R, QU J M. Computing thermomechanical properties of crosslinked epoxy by molecular dynamic simulations[J]. *Polymer*, 2012, 53(21): 4806-4817.

(上接第 4 页)

该研究为弹药封箱自动化生产提供了一套创新的解决方案, 推动了军工生产向智能化、高效化方向的发展。未来的研究方向包括: 进一步优化系统设计和性能, 提高封箱效率和质量; 探索新的机械结构和工艺流程, 以适应不同类型弹药的封箱需求; 开发智能化控制算法和传感器技术, 提高系统的自动化水平和智能化程度。随着自动化技术的不断进步和研究的不断深入, 弹药封箱自动铅封系统将在军工生产中发挥更加重要的作用。

参考文献:

- [1] 谢关友, 李良春. 基于通用弹药包装现状的集装必要性分析[J]. *兵工自动化*, 2008, 27(2): 22-24.
- [2] 张锐, 汪志锋, 徐洁. 基于 PLC 的自动整形封箱机设计[J]. *轻工机械*, 2022, 40(6): 76-80, 87.
- [3] 陈春林, 谷强, 贺云, 等. 球(扁)形发射药自动化压扁工艺技术[J]. *兵工自动化*, 2021, 40(5): 26-29, 61.
- [4] 陈平东. 基于电气控制的自动化设备故障诊断与预防策略研究[J]. *电气技术与经济*, 2024(3): 296-298.
- [5] 杨勇, 李秋晨, 王佳欣, 等. 盒装产品全自动装箱封箱生产线设计及应用[J]. *现代制造工程*, 2023(3): 38-44.
- [6] 潘江逸. 柔性装封箱机防差错措施研究[J]. *机电信息*, 2024(2): 56-59.
- [7] 马云富, 柏志彬, 刘治红. 以信息集成提高数控设备加工效率的方案[J]. *兵工自动化*, 2003, 22(3): 17-18.
- [8] SANINSKIY V A, STORCHAK N A, PLATONOVA Y N. A technique of volumetric automated assembly of multispan units[J]. *Tractors and Agricultural Machinery*, 2013, 80(3): 19-23.
- [9] 孙琰, 李晓宁, 蔡延曦. 武器装备“螺旋式发展”对我国军工产品研制与生产的启示[J]. *兵工自动化*, 2008, 27(3): 42-43.
- [10] 陈禄. 基于多个气缸驱动的叶片自动压型机械手设计与应用[J]. *液压气动与密封*, 2024, 44(3): 79-82.
- [11] 张海建, 李浩. 一种上料机器人的伺服电机选型[J]. *中国人造板*, 2022, 29(8): 14-16, 24.