

基于欧拉方法的 2 维翼型冰晶结冰数值计算

谭 燕

(中国民用航空飞行学院 航空发动机维修培训中心, 四川广汉 618307)

摘要:针对现有航空发动机冰晶结冰试验方法存在数据采集困难,且难以揭示冰晶结冰机理问题,对某楔形翼型进行冰晶结冰数值计算。采用 S-A 湍流模型获得流场结果,应用欧拉方法获得冰晶和液滴轨迹结果,基于 Messinger 模型获得冰形,并以 NASA-NRC 的第 139 号试验结果验证了数值方法的可行性。结果表明:在其他工况相同时,压力越低(飞行高度越高),冰晶/液滴蒸发越强烈,结冰情况越严重;分析不同液态水含量与总水含量比例(C_{LW}/C_{TW})对结冰的影响可知,液态水过少或过多都不利于冰层形成。

关键词: 防冰设计;冰晶;结冰;数值模拟;航空发动机

中图分类号: V235.13

文献标识码: A

doi: 10.13477/j.cnki.aeroengine.2020.04.006

Numerical Calculation of 2D Airfoil Ice Crystal Icing Based on Euler Method

TAN Yan

(Aero Engine Maintenance Training Center, Civil Aviation Flight University of China, Guanghan Sichuan 618307, China)

Abstract: In view of the difficulty to date collect and reveal the mechanism of ice crystal icing in the existing ice crystal icing test methods of aeroengine, the ice crystal icing numerical calculation of a wedge airfoil was carried out. The result of flow field was obtained by Spalart-Allmaras turbulence model. The results of the trajectory of ice crystal and droplets were obtained by Euler method. The ice shape was obtained by Messinger model, and the feasibility of the numerical method was verified by NASA-NRC test result (No.139). The results show that the lower the pressure (the higher the flight altitude), the stronger the evaporation of ice crystals/droplets and the more serious the icing is when other working conditions are the same. It can be seen from the analysis of the effect of different ratio of C_{LW}/C_{TW} on icing that too little or too much liquid water is not conducive to icing.

Key words: anti-icing design; ice crystal; icing; numerical simulation; aeroengine

符号表

α	体积分数	D_v	蒸汽扩散率
ρ	密度	y	质量分数
u	速度矢量	Sh	舍伍德数
T	温度	Nu	努塞尔数
c_p	比热容	Φ	球度
d	直径	t	时间
$\dot{Q}$	传热率	$\dot{m}$	质量流量
L	潜热	μ	动力黏度
C_D	阻力系数	Re	粒子雷诺数
g	重力加速度矢量	n	数量密度
ε	黏附系数	$\mathbf{n}$	单位法向矢量
Ma_∞	马赫数	$H_{relative}$	相对湿度
V	体积	C_{LW}	液态水含量
C_{TW}	总水含量	C_{IW}	冰水含量

D_{MV}	平均体积直径	D_{MM}	平均质量直径
下标			
d	离散相	c	载运相/收集
i	冰	v	蒸汽
a	空气	s	表面
sub	升华	conv	对流
ev	蒸发	m	融化
w	水	p	粒子
CV	控制体	in	流入
out	流出	f	冻结
ic	冰晶	ke	动能
ah	气动加热	wb	湿球

0 引言

自 20 世纪 90 年代以来,全球已经发生超过 100

收稿日期:2019-09-23 基金项目:2018 年四川省教育厅自然科学一般项目(18ZB0684)资助

作者简介:谭燕(1975),女,硕士,副教授,研究方向为航空发动机故障诊断与维修;E-mail:megtan@aemtc.com。

引用格式:谭燕.基于欧拉方法的 2 维翼型冰晶结冰数值计算[J].航空发动机,2020,46(4):30-35.TAN Yan.Numerical calculation of 2D airfoil Ice crystal icing based on Euler method[J].Aeroengine,2020,46(4):30-35.

起由于冰晶造成的航空发动机功率损失事件^[1-4]。航空发动机冰晶结冰问题已经受到各国重点关注,其中美国国家航空航天局(NASA)和加拿大国家研究委员会(NRC)在该方面的研究走在世界最前沿^[5-8]。由于试验方法的局限性,学者开始利用数值手段进行机理研究。冰晶结冰数值模拟基本与过冷液滴结冰模拟一致,大致可以分为流场计算、粒子轨迹计算和冰形生长计算。其中,粒子轨迹计算分为拉格朗日方法^[9-10]和欧拉方法^[11-12]。Villedieu 等^[9]开发了 ONERA 2D 工具包,考虑了冰晶球度对轨迹的影响,以及冰晶反弹等因素的影响,并用 NASA-NRC 的试验结果与计算结果进行了对比;Zhang 等^[10]建立了冰晶反弹破碎模型和混合相模型,通过用户定义函数(User Defined Function,UDF)方式利用 Fluent 软件模拟了 NACA0012 冰晶结冰过程;而 Norde 等^[11]和 Nilamdeen 等^[12]则采用计算量更少的欧拉方法计算了 NACA0012 冰晶结冰过程,并均与试验进行了对比。总体而言,冰晶结冰研究成果相对于过冷液滴结冰的少很多^[1]。

本文采用欧拉方法对某对称楔形翼型结冰过程进行数值计算,数学模型中考虑了相变、粒子反弹等问题;采用 NASA-NRC 试验结果验证了本文方法的可行性,并分析了压力、 C_{LWC}/C_{TWC} 等因素对结冰的影响。

1 模型

由于本文多相流计算中微粒浓度 $P_L < 0.1$ (Particle Loading, $P_L = \alpha_d \rho_d / (\alpha_c \rho_c)$),可以认为载体相对分散相的影响是单向的。因此,本文通过基于 Spalart-Allmaras 湍流模型^[13]计算出空气流场,将计算结果作为已知条件用于冰晶控制方程的计算,利用 Messinger 模型进行冰形生长计算。

1.1 粒子运动和相变控制方程

由于混合相是冰晶结冰的必要条件^[1,5,9],体积分率 α 由固相 α_i 和液相 α_w 组成,故动量守恒方程由原来 1 个增加至 2 个

$$\frac{\partial \alpha_i \mathbf{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_i \mathbf{u} \mathbf{u}) = \frac{3\mu_a C_D Re}{4\rho_i d_p^2} \alpha_i (\mathbf{u}_a - \mathbf{u}) + \left(1 - \frac{\rho_a}{\rho_i}\right) \alpha_i \mathbf{g} \quad (1)$$

$$\frac{\partial \alpha_w \mathbf{u}}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_w \mathbf{u} \mathbf{u}) = \frac{3\mu_a C_D Re}{4\rho_w d_p^2} \alpha_w (\mathbf{u}_a - \mathbf{u}) + \left(1 - \frac{\rho_a}{\rho_w}\right) \alpha_w \mathbf{g} \quad (2)$$

虽然基于欧拉方法的冰晶结冰计算步骤与过冷液滴结冰计算步骤相同,但冰晶在运动过程中存在质量、能量、相态的变化,因此,原有的质量和能量控制方程^[14]不再适合,必须在守恒方程中考虑传质和传热

问题。

当 $T < T_m$ 时 $\alpha_w = 0$,冰晶完全为固相

$$\frac{\partial \alpha_i}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_i \mathbf{u}) = -\alpha_i \frac{6}{\rho_i d_p^2} \frac{Sh}{\Phi} \rho_a D_v (y_{v,s} - y_{v,a}) = -\dot{\alpha}_{sub} \quad (3)$$

$$\frac{\partial \alpha_i T}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_i T \mathbf{u}) = -\alpha_i \frac{6}{\rho_i c_{pi} d_p^2} \frac{Nu}{\Phi} k_a (T_a - T) = -\dot{\alpha}_{sub} \frac{L_{sub}}{c_{pi}} \quad (4)$$

质量守恒方程(式(3))等号右边为升华造成的冰晶质量损失,而能量方程(式(4))等号右边分别为对流和升华造成的能量转化。

当 $T = T_m$ 时 $\alpha = \alpha_i + \alpha_w$,冰晶粒子内部为固态,而外部为液态,混合相粒子通过换热获得的热量 $\dot{Q}_{conv}$ 用于表面液态蒸发和冰晶融化

$$\dot{Q}_{conv} = \dot{m}_{ev} L_{ev} + \dot{m}_m L_m \quad (5)$$

因此,通过混合相粒子能量守恒(式(5))可以推导出冰晶融化率^[11]

$$\dot{m}_m = \frac{1}{L_m} (\dot{Q}_{conv} - \dot{m}_{ev} L_{ev}) \quad (6)$$

冰晶固态相质量损失主要由融化造成

$$\begin{aligned} \frac{\partial \alpha_i}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_i \mathbf{u}) = & -(\alpha_i + \alpha_w) \frac{6}{\rho_i d_p^2} \cdot \\ & \left[\frac{Nu}{\Phi} k_a (T_a - T_m) - \frac{Sh}{\Phi} \rho_a D_v (y_{v,s} - y_{v,a}) \right] = -\dot{\alpha}_m \end{aligned} \quad (7)$$

冰晶液态相损失,除了新增融化质量外(等号右边第 1 项),还有由于表面蒸发造成的质量损失(等号右边第 2 项)

$$\begin{aligned} \frac{\partial \alpha_w}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_w \mathbf{u}) = & \left(\frac{\rho_i}{\rho_w} - 1 \right) \dot{\alpha}_m T_m - \\ & (\alpha_i + \alpha_w) \frac{6}{\rho_w d_p^2} \frac{Sh}{\Phi} \rho_a D_v (y_{v,s} - y_{v,a}) \end{aligned} \quad (8)$$

能量方程为

$$\begin{aligned} \frac{\partial (\alpha_i + \alpha_w) T}{\partial t} + \nabla \cdot ((\alpha_i + \alpha_w) T \mathbf{u}) = & \left(\frac{\rho_i}{\rho_w} - 1 \right) \dot{\alpha}_m T_m - \\ & (\alpha_i + \alpha_w) \frac{6}{\rho_w d_p^2} \frac{Sh}{\Phi} \rho_a D_v (y_{v,s} - y_{v,a}) T_m \end{aligned} \quad (9)$$

当 $T > T_m$ 时 $\alpha_i = 0$,冰晶粒子完全融化成水,质量 $\alpha_i = 0$ 损失主要由蒸发造成

$$\frac{\partial \alpha_w}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_w \mathbf{u}) = -\alpha_w \frac{6}{\rho_w d_p^2} \frac{Sh}{\Phi} \rho_a D_v (y_{v,s} - y_{v,a}) = -\dot{\alpha}_v \quad (10)$$

而对流换热和蒸发引起的能量变化为

$$\frac{\partial \alpha_w T}{\partial t} + \nabla \cdot (\alpha_w T \mathbf{u}) =$$

$$\alpha_w \frac{6}{\rho_w c_{p,w} d_p^2} \frac{Sh}{\Phi} k_a (T_a - T) = -\dot{\alpha}_v \frac{L_v}{c_{p,w}} \quad (11)$$

上述质量、动量和能量方程中需要求解未知变量为 α 、 u 和 T ，但无法确定粒子直径 d_p 变化。由于粒子数量密度是不变的，因此可以通过粒子数量密度守恒来反映 d_p 变化

$$n_p = \lim_{V_{CV} \rightarrow 0} \frac{V_{\text{dispersed phase}}}{V_{CV} \cdot V_p} = \frac{\alpha}{(\pi/6)d_p^3} \quad (12)$$

$$\frac{\partial n_p}{\partial t} + \nabla \cdot (n_p u) = 0 \quad (13)$$

上述控制方程可通过流线迎风伽辽金有限元方法进行求解^[15]。

1.2 冰形生长模型

本文冰形生长模型采用经典 Messinger 模型，该模型以控制体积建立质量和能量守恒方程^[11]。进入控制体积的质量主要是冰晶融化部分 $\dot{m}_{c,i,c,w}$ 、过冷液滴 $\dot{m}_{c,d}$ 、前一个控制体流入质量 $\dot{m}_{in}$ ，而离开控制体积的质量主要是液膜蒸发 $\dot{m}_{ev}$ 、结冰 $\dot{m}_f$ 、下一个控制体流出质量 $\dot{m}_{out}$ （如图 1 所示）。因此控制体积的质量方程为

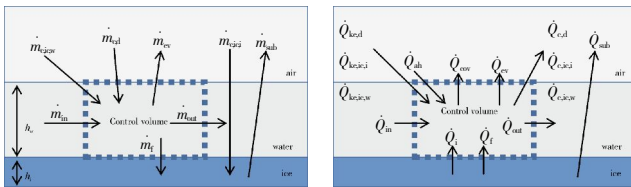
$$\dot{m}_{c,i,c,w} + \dot{m}_{c,d} + \dot{m}_{in} = \dot{m}_f + \dot{m}_{ev} + \dot{m}_{out} \quad (14)$$

冰层质量守恒方程为

$$\dot{m}_i = \dot{m}_{c,i,c,w} + \dot{m}_f - \dot{m}_{sub} \quad (15)$$

当存在液膜时，冰层升华量 $\dot{m}_{sub} = 0$ 。

式中： $\dot{m}_{c,i,c,d} = \rho_f \varepsilon \alpha u \cdot n$ ； ε 为冰晶撞击不同性质表面的黏附系数，通常 $\varepsilon < 1$ ，若不考虑反弹，则 $\varepsilon = 1$ ，本文根据 Nilamdeen 模型计算获得。



(a) 质量守恒

(b) 能量守恒

图 1 Messinger 模型

控制体积能量守恒方程为

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{ah} + \dot{Q}_{ke,d} + \dot{Q}_{ke,i,c,d} + \dot{Q}_{ke,i,c,w} + \dot{Q}_f + \dot{Q}_i + \dot{Q}_{in} = \\ \dot{Q}_{cov} + \dot{Q}_{ev} + \dot{Q}_{c,d} + \dot{Q}_{c,i,c,d} + \dot{Q}_{c,i,c,w} + \dot{Q}_{out} \end{aligned} \quad (16)$$

当进入控制体积的液态水质量小于结冰质量 $\dot{m}_f$ 时，即 $\dot{m}_f \geq \dot{m}_{c,i,c,w} + \dot{m}_{c,d} + \dot{m}_{in}$ ，说明冰晶和过冷液滴在表面

立刻结冰，形成霜冰。此时，在控制体内不存在液膜，液态水不会进入下一个控制体积 ($\dot{m}_{out} = 0$, $\dot{Q} = 0$)，同时也没有由于蒸发造成的质量 ($\dot{m}_{ev} = 0$)，冰层升华造成的能量损失 $\dot{Q}_{sub}$ 将取代式 (16) 的蒸发能量损失 $\dot{Q}_{ev}$ 。于是冰层质量守恒方程和能量方程为

$$\dot{m}_i = \dot{m}_{c,i,c,d} + \dot{m}_f - \dot{m}_{sub} = \dot{m}_{c,i,c,d} + (\dot{m}_{c,i,c,w} + \dot{m}_{c,d} + \dot{m}_{in}) - \dot{m}_{sub} \quad (17)$$

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{ah} + \dot{Q}_{ke,d} + \dot{Q}_{ke,i,c,d} + \dot{Q}_{ke,i,c,w} + \dot{Q}_f + \dot{Q}_i + \dot{Q}_{in} = \\ \dot{Q}_{cov} + \dot{Q}_{sub} + \dot{Q}_{c,d} + \dot{Q}_{c,i,c,d} + \dot{Q}_{c,i,c,w} \end{aligned} \quad (18)$$

其中， $\dot{Q}_f = \dot{m}_f L_m$ ， $\dot{Q}_i = c_{p,i} (\dot{m}_i + \dot{m}_{sub}) (T_m - T_s)$ 。

当结冰质量小于表面收集的冰晶固态部分质量时，即 $\dot{m}_f \leq -\dot{m}_{c,i,c,d}$ ，说明冰晶和液滴仅仅造成撞击表面润湿，没有结冰 ($\dot{m}_i = 0$, $\dot{Q}_i = 0$)。控制体积质量守恒方程和能量方程为

$$\dot{m}_{c,i,c,w} + \dot{m}_{c,i,c,d} + \dot{m}_{c,d} + \dot{m}_{in} = \dot{m}_{ev} + \dot{m}_{out} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{ah} + \dot{Q}_{ke,d} + \dot{Q}_{ke,i,c,d} + \dot{Q}_{ke,i,c,w} + \dot{Q}_f + \dot{Q}_{in} = \\ \dot{Q}_{cov} + \dot{Q}_{ev} + \dot{Q}_{c,d} + \dot{Q}_{c,i,c,d} + \dot{Q}_{c,i,c,w} + \dot{Q}_{out} \end{aligned} \quad (20)$$

其中， $\dot{Q}_f = \dot{m}_f L_m$ ， $\dot{Q}_{out} = c_{p,w} (\dot{m}_{out} + \dot{m}_{ev}) (T_m - T_s)$ 。

当 $-\dot{m}_{c,i,c,d} < \dot{m}_f < \dot{m}_{c,i,c,w} + \dot{m}_{c,d} + \dot{m}_{in}$ 时，说明撞击表面的冰晶和过冷液滴部分结冰，而部分形成液膜，即形成明冰 ($T_s = T_m$, $\dot{Q}_i = 0$, $\dot{Q}_{out} = 0$)。控制体积质量方程、冰层质量方程依然是式 (14) 和式 (15)，而能量方程 (式 (16)) 则简化为

$$\begin{aligned} \dot{Q}_{ah} + \dot{Q}_{ke,d} + \dot{Q}_{ke,i,c,d} + \dot{Q}_{ke,i,c,w} + \dot{Q}_f + \dot{Q}_{in} = \\ \dot{Q}_{cov} + \dot{Q}_{ev} + \dot{Q}_{c,d} + \dot{Q}_{c,i,c,d} + \dot{Q}_{c,i,c,w} \end{aligned} \quad (21)$$

2 算例分析

本文以 NRC 试验^[5,16]中的对称楔形翼型作为研究对象，该翼型前部夹角为 40° ，后部夹角为 20° ，弦长 220.92 mm（如图 2(a) 所示）。该试验设备可产生液滴直径 $= 40 \mu\text{m}$ ，冰晶直径 $= 100 \sim 200 \mu\text{m}$ ，在本文计算中冰晶尺寸取其中间值，即 $150 \mu\text{m}$ 。整个流场计算模型 (154064 个六面体) 如图 2(b) 所示。进口距翼型前缘约 1.27 m，由于该距离过短，同时受试验条件的限制，无法完全模拟来流在压气机中逐渐增温增压过程，纯冰晶在该距离短时间内无法形成混合相。为了模拟压气机工作环境下所形成的混合相，NRC 在试

验过程中补充了 $40\text{ }\mu\text{m}$ 液滴。

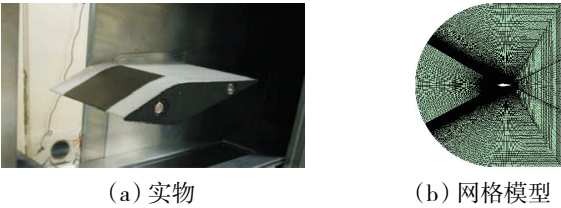


图 2 对称楔形翼型实物^[16]与网格模型

2.1 对比验证

为了验证本文数值方法的准确性, 首先以 NASA-NRC 风洞试验^[16]中的第 139 号试验工况(见表 1)作对比。

表 1 NASA-NRC 第 139 号试验工况 ^[16]							
$\alpha_{\text{attack}}/(^{\circ})$	Ma_{∞}	$P_{\text{total},\infty}/\text{kPa}$	$T_{\text{total},\infty}/^{\circ}\text{C}$	$H_{\text{relative}}/\%$	$t_{\text{exposure}}/\text{s}$	$C_{\text{LW}}/(\text{g}/\text{m}^3)$	$C_{\text{IW}}/(\text{g}/\text{m}^3)$
-6	0.2	45	12.5	12.5	12.5	12.5	12.5

本文采用上述数值方法计算后,得到了丰富的流场数据(如图 3 所示),通过对比可见,数值结果与试验结果基本相同,但二者存在一定偏差,这是由于本文未考虑风洞壁面效应,出口采用压力远场所致。

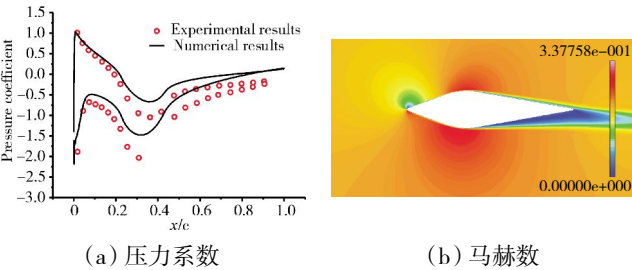


图 3 流场结果

粒子轨迹计算结果如图 4 所示。从图中可见,尽管计算工况中总温为 $12.5\text{ }^{\circ}\text{C}$,但湿球温度为负值,蒸发过程比较强烈,将吸收大量热量,导致液滴温度逐渐降低,驻点处液滴温度由最初的 $10\text{ }^{\circ}\text{C}$ 降低至 $-8\text{ }^{\circ}\text{C}$ 左右,最终形成结冰条件。而在蒸发过程中,撞击驻点处的液滴在较为强烈的蒸发作用下,其直径由初始的 $40\text{ }\mu\text{m}$ 变为 $39.3\text{ }\mu\text{m}$ 。在该工况下暴露 402 s 后,计算结果与试验结果较为一致,但由于采用单步计算,二者尚存在一定差异,如图 5 所示。

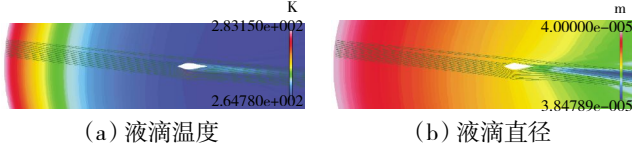


图 4 轨迹计算结果

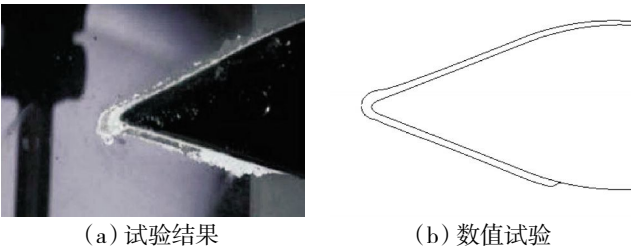


图 5 NASA-NRC 的第 139 号试验结果对比

2.2 压力对结冰影响分析

为了研究总压对结冰的影响,进行如下工况的计算(表 1 中 Model A 工况实际为 NASA-NRC 试验的第 543 号试验工况^[16],由于公开文献仅提供定性结论,没有太多定量结论,本文没有进行试验数据对比),所有模型计算攻角为 0° ,冰晶尺寸为 $150\text{ }\mu\text{m}$,液滴尺寸为 $40\text{ }\mu\text{m}$,结冰时间均为 60 s 。

表 2 计算工况 I kPa	
工况	$P_{\text{total},\infty}$
Model A	44.8
Model B	68
Model C	93

注: $Ma_{\infty}=0.25, T_{\text{total},\infty}=13\text{ }^{\circ}\text{C}, T_{\text{d},\infty}=10\text{ }^{\circ}\text{C}, T_{\text{c},\infty}=-15\text{ }^{\circ}\text{C}, H_{\text{relative}}=8\%, C_{\text{LW}}=2.9\text{ g}/\text{m}^3, C_{\text{IW}}=7\text{ g}/\text{m}^3$ 。

翼型表面流场中粒子(液滴和冰晶)直径对比如图 6 所示。从中可见,Model A 中翼型表面的液滴和冰晶的直径明显要小于其他 2 个模型的。在相同工况下,总压降低会导致蒸发速率增大和湿球温度进一步降低,因此,受蒸发速率影响,在低压环境下(Model A)无论冰晶还是液滴,其质量损失最大。

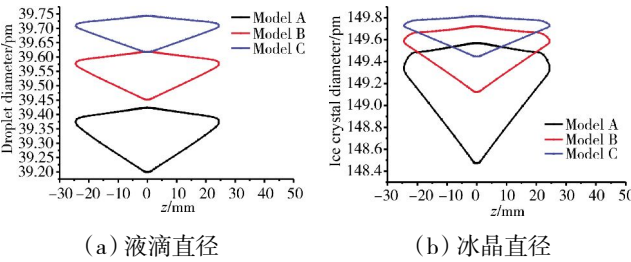


图 6 翼型表面流场中粒子直径对比

翼型表面粒子收集速率和冰层厚度结果对比如图 7 所示。从图中可见,液滴/冰晶最有可能撞击翼型前缘($z=\pm 2\text{ mm}$)位置,在前缘位置 3 种工况粒子收集情况相差不大(图 7(a))。但在翼型迎风面其他部位,在低压环境下(Model A),粒子收集速率高于高压环境(Model B 和 Model C)下的,这是因为粒子尺寸越大,撞击表面后发生反弹或破碎的概率越高,造成表面收集质量速率下降。而从冰层厚度对比结果中(图 7(b))可见压力造成的结冰情况差异较大,在低

压环境下更容易结冰 (Model A 中驻点冰层厚度为 4.6 mm, 而试验数据为 4.5 mm, 数值结果与试验结果基本一致)。一方面, 低压环境 (Model A) 表面质量收集速率要高 (图 7(a)); 另一方面, 低压环境湿球温度更低 (Model A/B/C 的湿球温度分别为 -3°C 、 -1°C 和 1°C), 更利于冰层生长。

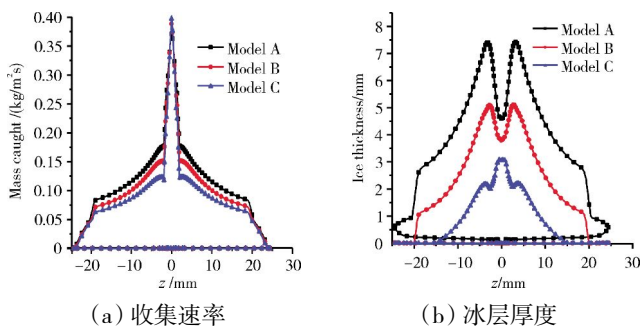


图 7 翼型表面质量收集速率和冰层厚度

综上所述, 压力越低, 湿球温度越低, 蒸发作用越强烈, 越容易形成结冰条件, 这也解释了为什么发动机内部结冰通常发生在高空环境。

2.3 C_{LW}/C_{TW} 比例对结冰影响分析

本文还进行工况 II (见表 3) 的计算。湿球温度 $T_{wb} = -3^{\circ}\text{C}$, 攻角为 0° , 冰晶尺寸 $D_{MM} = 150\ \mu\text{m}$, 液滴尺寸 $D_{MV} = 40\ \mu\text{m}$, 总含水量 $C_{TW} = 4\ \text{g/m}^3$ ($C_{TW} = C_{IW} + C_{LW}$), 结冰时间均为 120 s。

翼型表面结冰对比如图 8 所示, 翼型表面液膜厚度如图 9 所示, 翼型表面液膜速度如图 10 所示。从图中可见, Model D 不含液态水 ($C_{LW} = 0\ \text{g/m}^3$), 冰晶也未形成冰水混合相, 干燥翼型表面将无法黏附冰晶形成冰层; Model E 中液态水含量较少, 仅仅在迎风面形

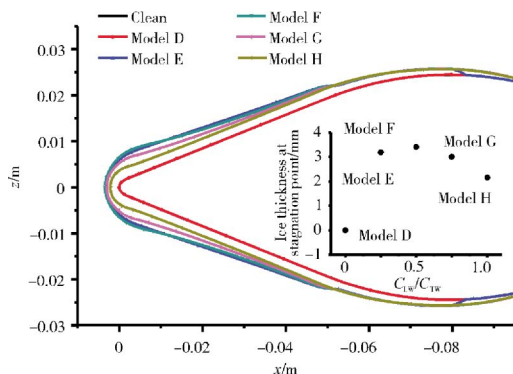


图 8 翼型表面结冰

成液膜 (图 9、10), 冰层也仅仅出现在迎风面; 随着液滴水含量增加, 翼型表面的液膜开始流向背风面, 并在背风面形成冰层 (Model F、Model G 和 Model H)。此外, 从驻点处冰层厚度对比可见 (图 8), 当液滴水占据总含水量一半时 ($C_{LW}/C_{TW} = 0.5$) 冰层最厚; 液态水较少时, 液膜厚度较薄, 吸附冰晶能力较弱; 而冰晶较少时, 且液态水较多时, 虽然液膜较厚, 同样不利于结冰 (图 9)。

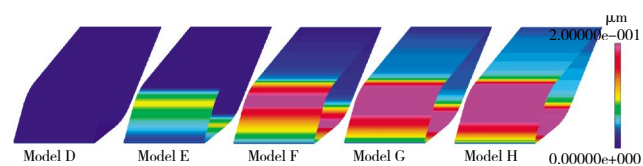


图 9 翼型表面液膜厚度

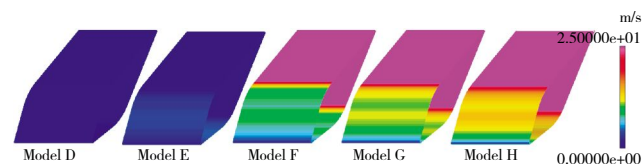


图 10 翼型表面液膜流动速度

3 结束语

本文采用数值方法研究了对称楔形翼型冰晶结冰问题。由于 NASA-NRC 仅公开极为有限的定量试验结果, 大多为定性试验结果, 因此本文采用部分定量试验结果对数值方法进行了部分验证, 同时进行了压力、 C_{LW}/C_{TW} 对结冰影响的机理分析, 计算结果与试验定性结果基本相符。本文方法可为后续发动机结冰机理研究或防冰系统设计提供一定参考。

参考文献:

- [1] 袁庆浩, 樊江, 白广忱. 航空发动机内部冰晶结冰研究[J]. 推进技术, 2018; 39(12): 2641-2650.
- [2] Yuan Qinghao, Fan Jiang, Bai Guangchen. Review of ice crystal icing in aero-engines [J]. Journal of propulsion technology, 2018, 39(12): 2641-2650. (in Chinese)
- [3] Mason J G, Strapp J W, Chow P. The Ice Particle Threat to Engines in Flight[R]. AIAA-2006-206.
- [4] Pasztor A. Airline regulators grapple with engine-shutdown peril [J]. Wall Street Journal, 2008, 251(81): A1.
- [5] Grzych M L, Mason J. Weather conditions associated with Jet engine power-loss and famage due to ingestion of Ice particles; what we've learned through 2009 [C]//Washington, DC: 14th Conference on Aviation, Range, and Aerospace Meteorology, 2010: 1-11.
- [6] Currie T C, Struk P M, Tsao J C, et al. Knezevici. fundamental study

- of mixed-phase icing with application to ice crystal accretion in aircraft jet engines[R]. AIAA-2012-3035.
- [6] Fuleki D M, Macleod J D. Ice crystal accretion test rig development for a compressor transition duct[R]. AIAA-2010-7529.
- [7] Mason J G, Chow P, Dan M F. Understanding ice crystal accretion and shedding phenomenon in jet engines using a rig test [R]. ASME 2010-GT-22550.
- [8] Struk P M, Tsao J C, Bartkus T P. Plans and preliminary results of fundamental studies of ice crystal icing physics in the NASA propulsion systems laboratory[R]. AIAA-2016-3738.
- [9] Philippe V, Pierre T, Remi C. Glaciated and mixed-phase ice accretion modeling using ONERA 2D icing suite[R]. AIAA-2014-2199.
- [10] Lifan Zhang, Zhenxia Liu, Meihua Zhang. Numerical simulation of ice accretion under mixed-phase conditions. Journal of Aerospace Engineering[J]. Journal of Aerospace, 2016, 230: 2473-2483.
- [11] Norde E, Weide E T A, Hoeijmakers H W M. Eulerian method for Ice crystal icing [J]. AIAA Journal, 2018, 56(1): 222-234.
- [12] Nilamdeen S, Habashi W G. FENSAP-ICE: Modeling of water droplets and ice crystals[R]. AIAA-2009-4128.
- [13] Spalart P R, Allmaras S R. 1992 A one-equation turbulence model for aerodynamic flows[R]. AIAA-1992-0439.
- [14] Bourgault Y, Boutanos Z, Habashi W G. Three-dimensional eulerian approach to droplet impingement simulation using FENSAP-ICE, Part1: Model, Algorithm, and Validation [J]. Journal of Aircraft, 2000, 37(1): 95-103.
- [15] Hughes T J R, Brooks A. A theoretical framework for petrov-galerkin methods with discontinuous weighting functions: application to the streamline-upwind procedure [M]. New York: Wiley Press, 1982: 647-677.
- [16] Struk P, Currie T, Wright W B, et al. Fundamental ice crystal accretion physics studies[R]. SAE 2011-38-0018.

(编辑:李华文)