第43卷 第1期　　华 中 农 业 大 学 学 报　　Vol.43 No.1
2024年 1月　　Journal of Huazhong Agricultural University　　Jan. 2024,232～241

王浩杰,任奕林,邢博源,等.油菜抗倒伏测试风洞关键部件仿真与试验[J].华中农业大学学报,2024,43(1):232-241.
DOI:10.13300/j.cnki.hnlkxb.2024.01.027

油菜抗倒伏测试风洞关键部件仿真与试验

王浩杰,任奕林,邢博源,黄秋航,王琦龙,王建松

华中农业大学工学院/农业农村部长江中下游农业装备重点实验室,武汉 430070

摘要　为解决现有油菜抗倒伏品种选育周期长、难度大等问题,依托计算流体力学软件Fluent建立油菜抗倒伏测试风洞模型,对风洞扩散段、稳定段、收缩段等关键部位进行参数设计及仿真试验,分析该模型对风洞流场品质的影响,最终通过正交试验选择最佳设计方案。结果显示,单因素试验中,收缩段长度L_c增加,风洞出口风速变异系数增加,气流品质下降;随稳定段长度L_w增加,风洞出口风速变异系数先减小后增加,稳定段长度1 000 mm时,风速变异系数最低,气流品质最佳;阻尼网距稳定段出口长度增加,风洞出口风速变异系数先降低后增加,阻尼网距稳定段出口0.65L_w时,风速变异系数最小。正交试验结果显示,收缩段长度600 mm、稳定段800 mm、阻尼网距风洞出口0.65L_w时,对应风洞试验区风速平均变异系数为0.139,风速较其他方案更稳定,气流品质最佳。实测验证发现,与仿真结果相比,实测风速大小无明显差别,且实测结果中各截面风速变异系数略优于仿真值,整体仿真结果与实测效果拟合较好。

关键词　油菜;倒伏;风洞试验;虚拟仿真;风速变异系数;气流品质

中图分类号　S220.1　　**文献标识码**　A　　**文章编号**　1000-2421(2024)01-0232-10

大风环境导致的油菜倒伏问题是制约油菜高产高质的关键因素之一[1]。应用风洞试验装置模拟大风环境可以为农作物倒伏测试研究提供一种快速准确的研究手段[2]。农作物倒伏测试风洞装置的设计目标是在试验区内获得均匀稳定的流场。研究人员通过研究不同风洞部件以改善试验区流场均匀性和稳定性,进而对不同农作物在流场中的倒伏状态进行研究。郑刘等[3]研发国内首座用于农作物抗倒伏能力测定分析研究的模拟设备,并将该设备首先应用于作物抗倒伏研究中。刘水利等[4]利用风洞对小麦抗风能力进行研究,测试了小麦不同部位的持风力差异,分析不同小麦品种的抗风能力,结果表明,相比茎秆强度高的品种,茎秆强度较小的小麦品种对风的缓冲效果更优。胡安庆等[5]搭建了简易的人工风折试验系统研究玉米在风作用下的倒伏状况,其中利用风洞提供风源,测试了不同品种玉米植株的抗风能力,可以实现高抗倒玉米品种的快速筛选。Wen等[6]利用风洞装置研究基于不同玉米品种和不同风速下玉米植株的倒伏指数,进而评价不同玉米品种的抗倒伏能力,但该装置尺寸巨大,造价昂贵,难以简便地开展大田试验。Xue等[7]利用离心风洞测定玉米茎秆断裂临界风速,研究不同品种玉米临界倒伏风速差异,且机动性较强,风速大小可调节。Sterling等[8]开发出了一种便携式风洞,且利用分布式风源实现对自然风的模拟,为小麦倒伏模型的建立和优化提供支持;Shrestha等[9]利用小型风洞装置建立一种研究小规模诱导水稻抗倒伏性的方法,研究8种基因型水稻在梅雨季的自然倒伏状况,揭示不同生长时期的水稻倒伏状况,但两者均未对风洞进行整流以获得均匀稳定的流域。因此,虽然风洞装置在作物倒伏问题的研究中得到了广泛应用,但针对油菜倒伏研究的风洞装置较少,大部分风洞装置没有针对其内部流场品质进行研究,关于风洞零部件对于风洞出口气流的影响研究涉及较少。亟待研发一种尺寸合理、试验开展简便且能够获得稳定均匀流场的油菜倒伏测试风洞。

本研究设计一种气流分布均匀的油菜抗倒伏测试风洞装置,基于ANSYS Fluent以及Solid works等

收稿日期:2022-08-19
基金项目:国家重点研发计划项目(2018YFD1000900);中央高校基本科研业务费专项(2662020GXPY004)
王浩杰,E-mail:wanghjhzau@163.com
通信作者:任奕林,E-mail:renyilin@mail.hzau.edu.cn

软件对风洞内部流场进行模拟仿真，以试验区风速变异系数为评价指标，探究不同参数对风洞设计效果影响并选择最佳结构参数组合的风洞装置，提高风洞出口风速大小和均匀性，进而达到模拟自然风环境的效果，以用于测试油菜在不同生长阶段抗倒伏能力，为油菜抗倒伏品种的选育提供技术支持。

1　材料与方法

1.1　抗倒伏测试风洞设计目标

油菜倒伏多发生于大风天气。本研究通过风洞模拟大风天气中油菜植株在风载荷条件下的倒伏状况，研究油菜植株的抗倒伏能力，根据 GB/T 28591—2012《风力等级》标准规定，大风天气标准风速为 17.2～20.7 m/s，为使油菜植株受到均匀的风载荷，油菜倒伏测试风洞的设计要求为：(1)试验区风速达到国家大风标准(17.2～20.7 m/s)；(2)试验风速平均变异系数应控制 15% 以下，保证风速的均匀稳定性。

1.2　风洞总体结构设计

油菜抗倒伏测风洞结构如图 1 所示，主要包括动力段、扩散段(扩压段)、稳定段、收缩段等。按照空气流动的方式来划分，风洞可以划分为直流式和回流式，直流式风洞里大气从入口进入，通过扩散段后又重新回到空气中，而回流式则是在风洞中循环流动。本研究中的风洞主要应用于油菜抗倒伏测试，故选择直流式更具有现实意义。

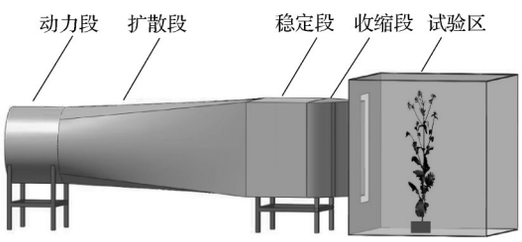


图 1　风洞总体设计方案

Fig.1　Overall design scheme of wind tunnel

1)收缩段设计。收缩段是风洞的重要组成部分之一，对风洞流场品质具有至关重要影响。收缩段性能的优劣由收缩曲线和收缩比决定。因此，收缩段设计主要为收缩曲线、收缩比选择以及收缩段长度的计算。

①收缩曲线的选择。风洞设计中常见的收缩曲线包括维托辛斯基收缩曲线和双三次曲线。维托辛斯基收缩曲线由维托辛斯基首先提出，其曲线方程如公式(1)所示。

$$R=\frac{R_2}{\sqrt{1-\left[1-\left(\frac{R_2}{R_1}\right)\right]^2\frac{(1-\frac{3x^2}{a^2})^2}{(1+\frac{x^2}{a^2})^3}}} \tag{1}$$

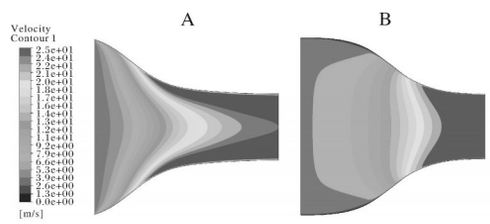
式(1)中，R 为任意轴向距离为 x 处的截面半径，mm；R_1 为收缩段入口截面半径，mm；R_2 为收缩段出口截面半径，mm；其中，$a=\sqrt{3}L$，L 为收缩段长度，mm。

双三次曲线方程如公式(2)所示。

$$\frac{D-D_2}{D_1-D_2}=\begin{cases}1-\frac{1}{x_m^2}(x/L)^3, (x/L)\leqslant x_m\\ \frac{1}{(1-x_m)^2}[1-(x/L)]^3, (x/L)>x_m\end{cases} \tag{2}$$

式(2)中，x 为前后两部分的连接点；D 为轴向距离为 x 的截面半径，mm；D_1 为收缩段进口截面半径，mm；D_2 为收缩段出口截面半径，mm。

图 2 为 2 种不同收缩段内部流场的速度云图分布。维氏曲线(图 2A)在收缩段前部加速气流，其前部收缩较大，该设计会导致收缩段壁面气流分离，影响出口位置气流均匀性。双三次曲线(图 2B)在后部加速气流，主流区顺压梯度较大，因此，出口核心区更宽，方向更均匀，其更符合抗倒伏试验风洞的设计要求。



A：维氏曲线 Witozinsky curve；B：双三次曲线 Bicubic curve.

图 2 收缩段速度云图

Fig.2 Contraction segment velocity cloud graph

②收缩比选择。收缩比是收缩段入口面积与出口面积之比，通常用 K 表示，其大小对收缩段出口的气流均匀性具有决定影响。采用大收缩比可以适当减少气流通过稳定段整流装置的能量损失，提高收缩段出口气流的稳定性，减小其湍流度[10]。但收缩比增加，风洞整体尺寸扩大，风洞造价将提高。早期风洞收缩比 K 为 4～5，综合考虑，本研究风洞收缩比 K 定为 4。同时，为满足油菜倒伏试验要求，收缩段出口设计为矩形，考虑到油菜高度因素，收缩段出口高、宽分别设为 H_c=1 200 mm、W_c=300 mm，收缩段高度保持不变。同时，为保证试验中能够使试验段达到流速的要求，收缩段的长度计算公式如式(3)～(5)。

$$A_c = CA \tag{3}$$

$$D_c = \frac{4A_c}{S_c} \tag{4}$$

$$L_c = (0.5\sim1)D_c \tag{5}$$

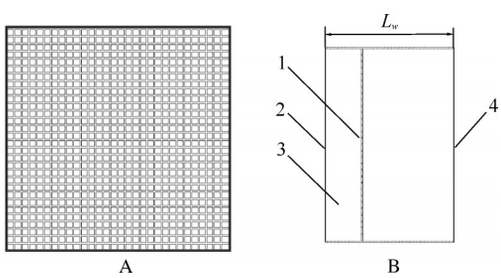
式(3)～(5)中，A_c为收缩段入口截面面积，mm^2；A为收缩段出口截面面积，mm^2；D_c为收缩段入口水力直径，mm；S_c为出口截面周长，mm；L_c为收缩段长度，mm。由计算可得$F_c=D_c$，收缩段长度L_c选取范围为600～1 200 mm。

2)稳定段设计。稳定段有着横截面积保持不变的特点，其是一段矩形管道结构，主要作用是改善气流的均匀性和降低其湍流强度。因此，本研究通过改变稳定段长度，提高稳定段整流能力，降低气流湍流强度，稳定段长度计算公式如式(6)。

$$L_w = (0.5\sim1)D_c \tag{6}$$

稳定段长度范围为600～1 200 mm，由于稳定段出口与收缩段入口相连，稳定段截面尺寸与收缩段入口尺寸相同，高、宽分别为H=1 200 mm、W=1 200 mm。

3)阻尼网设计。本研究选择阻尼网开孔率为0.6，设置阻尼网层数为1层，阻尼网空眼数为30×30(图3A)。



A:阻尼网结构 Damping net structure；B.阻尼网安装位置 Damping mesh installation location；1.阻尼网 Damping net；2.稳定段入口 Stable section entrance；3.稳定段 Stable section；4.稳定段出口 Stable section exit.

图3 阻尼网结构(A)及安装位置(B)示意图

Fig.3 Schematic diagram of damping net structure (A) and installation position (B)

同时，为形成静流段，使气流的湍流度进一步衰减，确保气流充分均匀和稳定。静流段长度计算如式(7)。

$$L_j = 0.5D_c \tag{7}$$

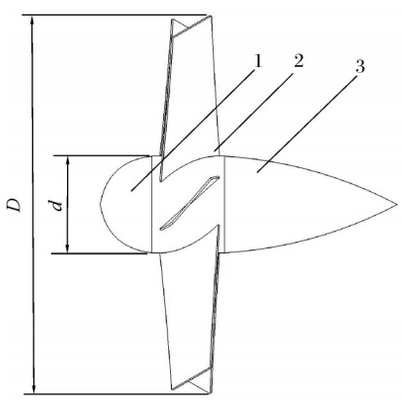
阻尼网与稳定段出口距离应大于静流段长度，以形成足够均匀，稳定的气流，由于阻尼网位置受稳定段长度(L_w)限制，因此，阻尼网距离稳定段出口长度范围为$0.5L_w$～$0.95L_w$，阻尼网安装位置如图3B所示。

4)扩散段设计。扩压段又称扩散段，其作用是对试验段出口的气流降速升压，把气流的动能转变为压力能，以减小风洞的功率损失，提高风洞的运行效率。影响扩压效率的主要因素是扩散段的扩散角α、扩散比K(见式(8))以及壁面粗糙度[11]。

$$K = \frac{S_1}{S_2} \tag{8}$$

本研究主要通过改变扩散角及扩散比实现扩散段功能优化。当扩散角过大时，风洞尺寸会急剧增加，扩散段内气流发生分离，无法实现扩散段升压作用。当扩散角或当量扩散角小于6°时，一般不会发生流动分离[12]，但扩散角过小，会大大增加风洞尺寸，风洞造价及其他风洞连接段的布局。因此，本研究将扩散角定为6°，扩散段两端实现圆形到矩形过渡。扩散比直接影响扩散段压力恢复，扩散角一定时，扩散比增大，扩散段压力损失严重[13]。并且，对于当代常规风洞，扩散比应严格限制在2左右[11]。综合考虑，本研究选定风洞扩散段扩散角α=6°，扩散比K=2，扩散段长度L_k=2 500 mm。

5)动力段设计。本研究中动力段与扩散段直接相连，动力段在低速风洞的设计中对风洞性能具有极其重要的作用，其结构如图4所示，动力段结构主要包括头罩、风扇以及尾罩3部分。低速风洞在运转过程中能量耗散主要表现为压力下降，而风机产生的能量可提高气流压力，其产生的能量与风洞损失的能量达到平衡，试验区域风速保持稳定。



1.头罩 Hood；2.风扇 Fan；3.尾罩 Back cover；D为风扇直径，mm；d为轮毂直径，mm D is the diameter of the fan, mm; d is the diameter of the hub, mm.

图4 动力段结构

Fig.4 Power segment structure

计算可知扩散段入口直径为960 mm，动力段与扩散段入口连接，即动力段直径为960 mm。因此，风扇直径确定为900 mm。风洞出口尺寸与设计风速确定后，风机风量计算如式(9)～(12)：

$$Q = VW_cH_c \tag{9}$$

$$d = D \times \bar{d} \tag{10}$$

$$N = \frac{6\bar{d}}{1-\bar{d}} \tag{11}$$

$$P = \frac{QP_t}{1000\eta_t\eta_m} \tag{12}$$

式(9)～(12)中，Q为风机风量，m^3/s；V为设计风速，m/s；W_c、H_c分别为风洞出口宽度、高度，mm；P为风机功率，kW，η_t为全压效率；η_m为机械效率；n为风机转速，r/min；P_t为全压，Pa，D、d分别为风扇与轮毂直径，mm，$\bar{d}$为轮毂比，由风洞启动结构设计可知选择0.4作为轮毂比[14]，同时设定风机最高转速1 450 r/min。经计算可得风机风量Q=7.5 m^3/s，轮毂直径d=360 mm，扇叶数量N=4，风机功率P=8 kW。

动力段的整流罩能够使气流均匀进入风扇，提高进风效率，减小能量损失，整流罩主要由头罩、尾罩2部分组成[15]。头罩外形可以任选一种流线型，表面光滑即可，因此，选择以直径等于轮毂直径的半圆为头罩外形。

尾罩主要作用为减少气流分离损失，提高风机运行效率。为防止气流通过管道发生气流分离，尾罩需要足够长度，因此，尾罩的长细比f成为尾罩设计的关键参数，长细比过小，气流容易发生分离，过大则易导致能量损失增加。尾罩长细比f=1.8时，阻力最小[15]，尾罩长度计算如式(13)所示，同时选择式(14)作为尾罩轮廓曲线函数。

$$L_q = f \times d \tag{13}$$

$$\left(\frac{0.6x}{L_q} - 0.4\right) + 0.0679\left(\frac{2r_x}{d}\right) + 0.2921\frac{2r_x}{d} = 0.36 \tag{14}$$

式(13)～(14)中，L_q为尾罩长度，mm；x为尾罩沿长度方向尺寸，mm，r_x为尾罩沿半径方向尺寸，mm。取长细比f=1.8，计算得尾罩长度L_q=640 mm。

1.3　仿真试验

1)风洞模型建立。建立风洞装置的三维模型，并使用ANSYS-DM模块对风洞模型进行壁面光滑处理，后导入Mesh模块进行网格划分(图5)，由于动力段流动情况复杂，风扇表面形状复杂，不利于该处网格划分。因此，对动力段风扇旋转区域进行加密处理，提高该区域网格质量，此外，风洞内部近壁面处进行膨胀层处理以提高模拟边界层流动的真实度，膨胀层数量为5层，整体网格类型采用四面体网格，网格偏斜系数最大值为0.61，平均偏斜系数0.23，满足网格质量要求。

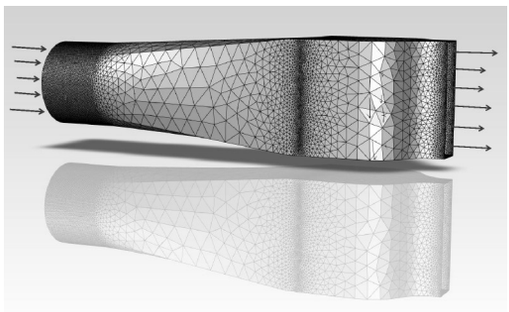


图5　网格划分示意图

Fig.5　Schematic diagram of meshing

2)计算方法及边界条件。湍流模型采用雷诺时均模拟方程k-epsilon模型，壁面函数采用标准壁面函数，入口类型为压力入口，总压为0，湍流强度及湍流黏度比分别为5%和10%。出口类型为压力出口，表压为0，内部介质为空气。使用CFD软件求解连续性方程，求解器依赖于基于压力-速度(SIMPLEC)求解算法和二阶迎风离散格式的有限体积法[16]。迭代步数为6 000步，时间步长设置为0.01 s。

3)试验数据获取。使用CFD-post后处理软件获取风洞内部风速云图，分别测量试验区内距离收缩段出口100、400、700 mm位置的风速，测试点分布如图6所示，各测试区域分别布置30个测试点，沿收缩段高度0～1.2 m范围内等距分布，并利用风速变异系数衡量沿收缩段高度变化的风速稳定性，通常用C表示，计算过程如式(15)～(16)所示。距离风洞出口不同距离的测试区域内，沿高度变化的风速变异系数分别为C_1、C_2、C_3。

$$C = \frac{\sigma}{V} \tag{15}$$

$$\sigma = \sqrt{\frac{\Sigma_{i=1}^{90}(V_i - \bar{V})^2}{90}} \tag{16}$$

式(15)～(16)中，σ为测试风速的标准差，$\bar{V}$为测试风速均值，m/s。

1.4　风洞关键部件参数试验

风洞各关键部件设计中，影响气流品质的稳定段长度L_w、收缩段长度L_c、阻尼网位置尚未确定，因此，本研究选用以上3种因素为本次仿真试验的影响因素，并分别开展单因素试验。

1)收缩段长度试验。根据本文“1.2 1)”方法计算，确定收缩段变化范围为600～1 200 mm，并设置600、800、1 000、1 200 mm共4个水平。为控制变量，稳定段长度设置为800 mm，阻尼网位置为距离稳定

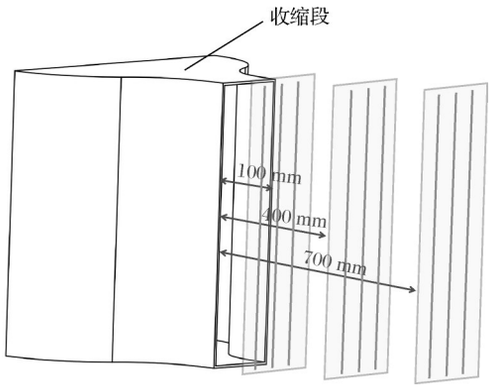


图6 风洞出口风速测试位置分布

Fig.6 Distribution of wind speed test locations at the outlet of the wind tunnel

段出口0.5L_w。

2)稳定段长度试验。影响稳定段稳流性能的主要参数包括截面形状、稳定段长度,由于截面形状固定。因此,本研究通过改变稳定段长度优化风洞气流品质,按照本文“1.2 2)”方法计算,合理的稳定段长度范围为600~1 200 mm。为探究稳定段长度对试验区气流品质的影响情况,单因素试验中分别设置600、800、1 000、1 200 mm共4水平长度,为控制变量,收缩段长度为600 mm,阻尼网距离稳定段出口0.5L_w。

3)阻尼网位置试验。阻尼网位置与稳定段长度紧密相关,按照本文“1.2 3)”方法计算,得出阻尼网距稳定段出口距离为0.5L_w~0.95L_w。因此,本研究在单因素试验中设置0.5L_w、0.65L_w、0.8L_w、0.95L_w共4种水平,收缩段和稳定段长度分别统一设置为600、1 000 mm。以上3种单因素试验皆采用试验区风速变异系数作为试验评价指标。

1.5 风洞关键部位参数正交试验

通过单因素试验得到了各因素对试验区风速变异系数的影响趋势,并确定了各因素的研究水平。为研究各因素对试验区气流品质的影响,并减少试验次数,尽可能全面地反映风洞试验区气流品质在各因素共同影响下的实际效果,采用L9(3^3)正交表,进行3因素3水平的正交试验,试验因素及水平如表1所示。正交试验中各因素均设置3个试验水平,并通过建模仿真,获取风洞试验区风速变异系数,正交试验如表2所示。

2 结果与分析

2.1 收缩段长度对试验区气流品质的影响

600、800、1 000、1 200 mm收缩段对应试验区风速分别为14.9~22.6、12.8~22.5、12.9~22.6、13.2~22.6 m/s(图7)。4种收缩段对应试验区风速最大值基本一致,且均超过设计目标中20.7 m/s的设计风速,600 mm收缩段对应的风速最小值为14.9 m/s,高于其他3种收缩段对应最小风速,因此,600 mm收缩段对应的风速变化范围小于其他水平收缩段,气流品质更佳。此外,4种收缩段对应试验区的平均风速值分别为17.62、16.96、17.19、17.09 m/s,仅600 mm收缩段对应的风速平均值达到风洞风速设计目标17.2~20.7 m/s范围。

表1 风洞关键部位参数水平

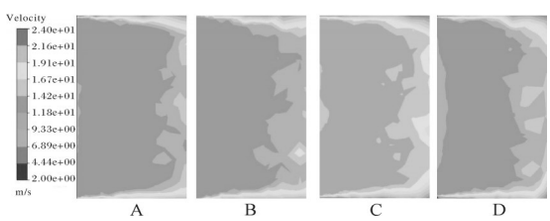
Table 1 Level table of key site parameters in the wind tunnel

水平 Level	A收缩段长度/mm Length of shrinkage section	B稳定段长度/mm Settling chamber length	C阻尼网位置 Damping net position
1	600	600	0.50L_w
2	700	800	0.65L_w
3	800	1 000	0.80L_w

表2 正交试验表

Table 2 Orthogonal test table

方案序号 Scenario serial number	A	B	C
1	1	1	1
2	1	2	2
3	1	3	3
4	2	1	2
5	2	2	3
6	2	3	1
7	3	1	3
8	3	2	1
9	3	3	2



A:600 mm;B:800 mm;C:1 000 mm;D:1 200 mm.

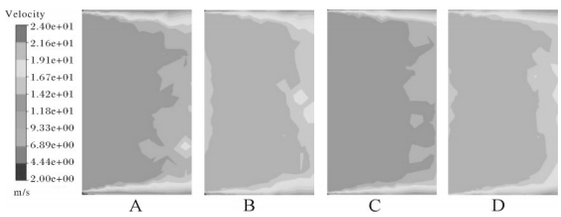
图7 不同收缩段对应试验区风速分布云图

Fig.7 Cloud map of wind speed corresponding to different shrinkage sections in the test area

4种收缩段的风洞试验区风速变异系数分别为0.16、0.18、0.19、0.19,收缩段长度增加,试验区风速变异系数整体呈增加趋势,600 mm收缩段对应风洞试验区风速变异系数最小,气流最均匀稳定。

2.2　稳定段长度对气流品质影响

当稳定段长度分别为600、800、1 000、1 200 mm时，对应风洞试验区风速变化范围分别为12.8～21.6、12.9～22.6、14.3～21.4、10.8～22.6 m/s（图8）。其中，稳定段长1 000 mm时，风洞试验区风速变化范围最小，其最高风速达到21.4 m/s，平均风速达到18.07 m/s，符合风速设计目标17.2～20.7 m/s，且其最低风速为14.3 m/s，明显高于600、800、1 200 mm稳定段对应的最低风速12.8、12.9、10.8 m/s。因此，相比其他3种稳定段，稳定段1 000 mm的风洞试验区风速变化最稳定，气流分布更均匀，品质最佳。



A：600 mm；B：800 mm；C：1 000 mm；D：1 200 mm.

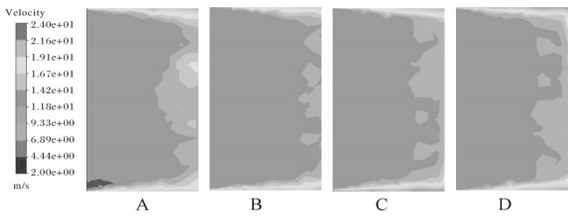
图8　不同稳定段对应试验区风速分布云图

Fig.8　Cloud map of wind speed corresponding to different stable sections in the test area

不同长度水平的稳定段对应的风洞试验区风速变异系数差别较大，4种不同稳定段长度水平下，风洞试验区风速变异系数分别为0.16、0.18、0.15、0.19。在600～1 000 mm范围内，随着稳定段长度增加，试验区风速变异系数先增加后减小，稳定段长度为1 000 mm时，风洞试验区风速变异系数最小，当稳定段增加到1 200 mm时，风速变异系数达到最大值0.198。

2.3　阻尼网位置对气流品质的影响

阻尼网位置对试验区风速稳定性具有显著影响。当阻尼网距离稳定段出口分别为$0.5L_w$、$0.65L_w$、$0.80L_w$、$0.95L_w$时，风速变化范围分别为11.3～22.6、14.1～22.5、10.8～22.6、13～22.4 m/s范围发生变化，由图9B可以看出其试验区风速分布更加均匀，且沿风速大小沿风速方向无明显减小。综合不同阻尼网位置对应的风速变化情况，当阻尼网距离稳定段出口0.65 L_w时，其风速变化范围最小，且平均风速达到18.07 m/s，符合设计风速17.2～20.7 m/s。此外，阻尼网位置变化对于试验区风速变异系数具有显著影响，不同阻尼网位置对应的风洞试验区风速变异系数分别为0.16、0.15、0.19、0.19，在$0.5L_w$～$0.8L_w$范围内，随着阻尼网距离稳定段出口长度增加，试验区风速变异系数先减小后增加，因此，当阻尼网距稳定段出口$0.65L_w$时，风洞试验区风速变异系数最小，气流最均匀稳定。



A：$0.5L_w$；B：$0.65L_w$；C：$0.80L_w$；D：$0.95L_w$.

图9　不同位置阻尼网对应试验区风速分布云图

Fig.9　Cloud map of wind speed corresponding to different damping nets in the test area

2.4　正交试验结果

表3中$Ⅰ_S$、$Ⅱ_S$、$Ⅲ_S$分别为各因素在各水平下的平均性能因子之和，R_S为$Ⅰ_S$、$Ⅱ_S$、$Ⅲ_S$的极差。其中R_{SA}、R_{SB}、R_{SC}为R_S分别在收缩段长度、稳定段长度、阻尼网位置下对应的极差值。由表3可知，收缩段长度对应极差R_{SA}=0.137，稳定段长度对应极差R_{SB}=0.130，阻尼网位置对应极差R_{SC}=0.102，即$R_{SA}>R_{SB}>R_{SC}$。因此，在影响风洞试验区域气流品质的3种因素中，按影响程度排序依次为收缩段长度>稳定段长度>阻尼网位置。即收缩段长度变化是影响风洞试验区域气流品质主要因素，阻尼网位置是影响气流品质的最次要因素。

表3　风速变异系数极差分析

Table 3　Analysis of the coefficient of variation of wind speed

分析指标 Analyze metrics	A收缩段长度/mm Shrink segment length	B稳定段长度/mm Stable segment length	C阻尼网位置 Damping net position
$Ⅰ_S$	0.504	0.572	$0.624L_w$
$Ⅱ_S$	0.641	0.500	$0.522L_w$
$Ⅲ_S$	0.557	0.630	$0.556L_w$
R_S	0.137	0.130	$0.102L_w$

9种方案的风速变异系数方差分析如表4所示，各方案在试验区不同位置的风速差异显著，其中F值为3.682，P值小于0.05，方案1、3、4、5、7、8、9的风速变异系数分别为0.189、0.181、0.196、0.188、0.187、

0.178、0.192，其大小无明显差别，方案2、6的风速变异系数分别为0.134、0.257，其中方案2的试验区风速变异系数最低，远低于其他8种方案的风速变异系数，方案6的风速变异系数最高，风速稳定性最差，因此在9种方案中，方案2的试验区气流品质最佳，气流分布最均匀，风速最稳定。本研究选择方案2作为本次试验的设计方案。

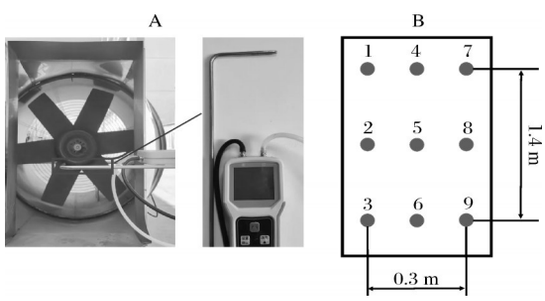
表4 正交试验方案方差分析

Table 4 Analysis of variance for orthogonal test protocols

方案 Scheme	风速变异系数 Coefficient of variation of wind speed			
	100 mm	400 mm	700 mm	整体区域 Overall area
1	0.152	0.208	0.188	0.189
2	0.028	0.123	0.139	0.134
3	0.143	0.191	0.183	0.181
4	0.162	0.217	0.206	0.196
5	0.149	0.214	0.189	0.188
6	0.212	0.280	0.259	0.257
7	0.144	0.203	0.188	0.187
8	0.139	0.191	0.186	0.178
9	0.145	0.219	0.191	0.192
F	3.682			
P	<0.05			

2.5 验证试验

为测试CFD仿真结果的可靠性，本试验对方案2风洞搭建试验台进行风洞试验，在转速1 450 r/min工况下，使用手持式皮托管风速仪对风洞试验区距离风洞出口0.1、0.4、0.7 m截面上布置9个测量点(图10)进行测试，并与仿真值进行比较验证。各试验重复3次取均值。



A：风洞试验 Wind tunnel testing；B：测试点分布 Test point distribution.

图10 风洞实测试验及风速测试点分布

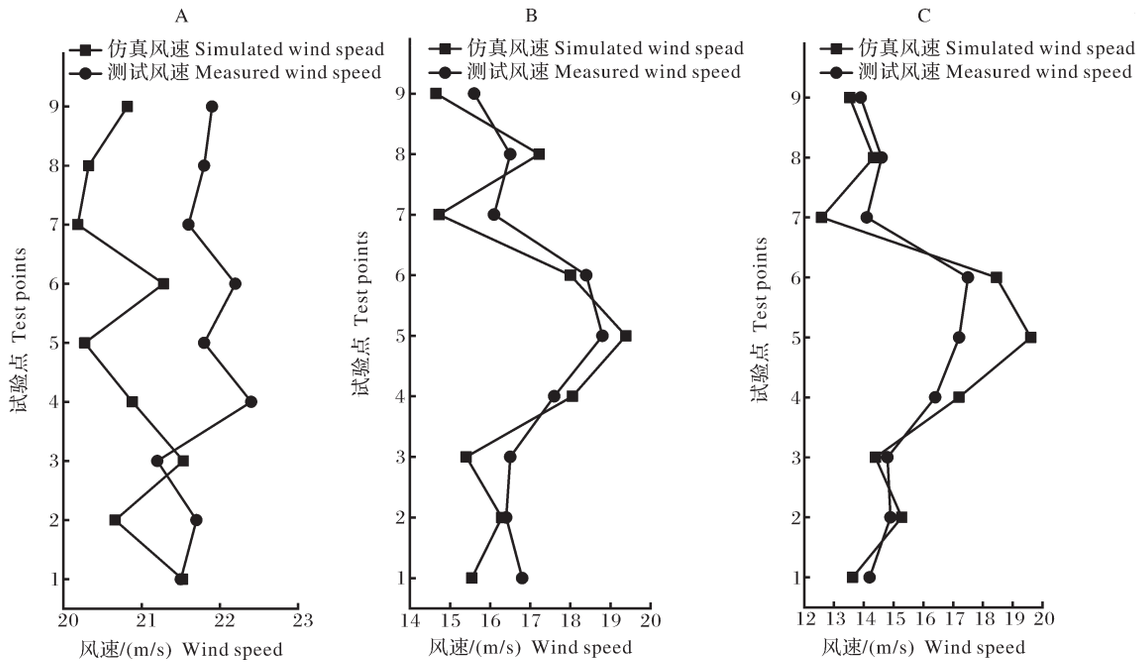
Fig.10 Distribution of wind tunnel measurement test and wind speed test point

距离风洞出口0.1 m横截面风速如图11A所示，风洞试验值与仿真值拟合较好，试验风速平均值达到21.8 m/s，略高于仿真平均风速20.8 m/s，风速大小拟合度较高，仿真值符合实际测试值。且该横截面测试点实测风速变异系数为0.016，仿真风速变异系数为0.025，说明实际测试风速均匀性高于仿真值。试验区距离风洞出口0.4 m截面位置，实测值风速变化趋势与仿真风速变化趋势拟合度较高，且实测风速平均值达到16.97 m/s，仿真值风速为16.58 m/s，实测值与仿真平均风速无明显差异(图11B)，且实测风速变异系数0.063低于仿真风速变异系数0.100，说明实测风速均匀性优于仿真结果，仿真与实测风速大小及均匀性拟合度较好。距离风洞出口0.7 m横截面上的实测值风速平均达到15.3 m/s，接近仿真平均风速15.7 m/s，拟合度极高(图11C)，且实测该截面风速变异系数为0.09，说明其风速均匀性优于该位置的风速变异系数仿真结果0.15，整体实测值上具有优于仿真结果的效果，因此，该方案的仿真结果具有较高可靠性。

3 讨 论

本研究以油菜抗倒伏测试风洞为对象，利用流体力学仿真软件Fluent对不同设计参数的风洞流场进行数值模拟，以稳定段长度、阻尼网位置、收缩段长度为主要改变因素，通过单因素仿真试验，分别分析3种因素的变化对风洞流场的影响情况。在此基础上进行更加全面的正交试验，以试验区风速变异系数为评价指标，选择9种正交试验方案中的最优设计方案。

本研究结果表明：风洞关键部位参数变化对试验区气流品质具有显著影响，收缩段作为关键部件之一，其主要作用是能够加速气流，避免气流分离，保证出口气流均匀[17]。收缩段长度是影响出口气流稳定性的主要因素，过长或过短会导致边界层出现分离[18-19]，气流稳定性下降。试验中，收缩段长度增加，试验区风速变异系数增加，气流品质下降，单因素试验中收缩段长600 mm时，试验区气流品质最佳。此外，稳定段长度增加，试验区风速变异系数先降低后增加，长度为1 000 mm时，风速变异系数最小，气流品质最佳。阻尼网安装位置和开孔率对降低湍流度具有非常大的影响[20]，能有效抑制气流分离[21]。吴学旺等[22]通过设置合适的阻尼网几何参数，在较短距离内获得理想的湍流度。Kulkarni等[23]通过数值模拟将阻尼网参数与布置方进行优化的成果应用到了风洞设计中，结果证明阻尼网开孔率为0.6时，风洞具有较好湍流度。本研究试验结果显示，



A：100 mm；B：400 mm；C：700 mm.

图 11　风洞出口截面实测及仿真风速对比

Fig.11　Comparison of measured and simulated wind speeds at the exit section of wind tunnel

阻尼网距离稳定段出口长度越大，风速变异系数先减小后增加至最高，随后无明显变化。

3 种关键部位参数对气流品质的影响程度从大到小排序：收缩段长度＞阻尼网位置＞稳定段长度，收缩段长度是影响风洞出口气流品质的主要因素，阻尼网位置与稳定段长度则为次要影响因素。风速变异系数最小位置大部分情况下出现在距离风洞出口 100 mm 位置，该位置的流场均匀性最好，是试验区最佳试验位置。本研究仿真试验结果显示，收缩段长度 600 mm、稳定段长 800 mm、阻尼网距稳定段出口 $0.65L_w$ 时，风洞流场稳定性，均匀性最高，风速变异系数最小，且尺寸合理，经济性较高。实测验证发现，与仿真结果相比，实测风速大小无明显差别，且实测结果中各截面风速变异系数略优于仿真值，整体仿真结果与实测效果拟合较好，具有实际意义。

参考文献 References

[1]　袁圆，汪波，周广生，等. 播期和种植密度对油菜产量和茎秆抗倒性的影响[J]. 中国农业科学，2021，54(8)：1613-1626. YUAN Y，WANG B，ZHOU G S，et al. Effects of different sowing dates and planting densities on the yield and stem lodging resistance of rapeseed[J]. Scientia agricultura sinica，2021，54(8)：1613-1626(in Chinese with English abstract).

[2]　杨今胜，张晓龙，郑培峰，等. 玉米抗倒伏能力评价方法研究进展[J]. 中国农业大学学报，2022，27(6)：21-29. YANG J S，ZHANG X L，ZHENG P F，et al. Research progress on the evaluation methods of maize lodging resistance[J]. Journal of China Agricultural University，2022，27(6)：21-29(in Chinese with English abstract).

[3]　郑刘，沈逢京，程益恒，等. 自由射流风洞的特点与在农业科研上的应用[C]//2018 年全国工业流体力学会议. 北京：北京力学会，2018：271-276. ZHENG L，SHEN F J，CHENG Y H，et al. Characteristics of free-jet wind tunnel and application in agricultural research[C]//2018 National Conference on Industrial Fluid Mechanics. Beijing：Beijing Society of Theoretical and Applied Mechanics，2018：271-276(in Chinese with English abstract).

[4]　刘水利，宋瑜龙，李够霞，等. 小麦持风力及风力缓冲作用的研究[J]. 西北农业学报，2016，25(12)：1787-1791. LIU S L，SONG Y L，LI G X，et al. Upright-keeping and wind cushioned abilities of wheat[J]. Acta agricultural boreali-occidentalis sinica，2016，25(12)：1787-1791(in Chinese with English abstract).

[5]　胡安庆，陈奎孚. 玉米植株人工风折试验及相关研究[C]//北京力学会学术年会. 北京：北京力学会，2013：324-325. HU A Q，CHEN K F. Study on artificial wind-break test of maize[C]//Academic annual conference of Beijing Society of Theoretical and Applied Mechanics. Beijing：Beijing Society of Theoretical and Applied Mechanics，2013：324-325(in Chinese

with English abstract).

[6] WEN W L, GU S H, XIAO B X, et al. In situ evaluation of stalk lodging resistance for different maize (*Zea mays* L.) cultivars using a mobile wind machine [J/OL]. Plant methods, 2019, 15: 96 [2022-08-19]. https://doi.org/10.1186/s13007-019-0481-1.

[7] XUE J, MING B, XIE R Z, et al. Evaluation of maize lodging resistance based on the critical wind speed of stalk breaking during the late growth stage [J/OL]. Plant methods, 2020, 16: 148 [2022-08-19]. https://doi.org/10.1186/s13007-020-00689-z.

[8] STERLING G M, BAKER C J, BERRY P M, et al. An experimental investigation of the lodging of wheat [J]. Agricultural and forest meteorology, 2003, 119(3/4): 149-165.

[9] SHRESTHA S, LAZA M R C, MENDEZ K V, et al. The blaster: a methodology to induce rice lodging at plot scale to study lodging resistance [J/OL]. Field crops research, 2020, 245: 107663 [2022-08-19]. https://doi.org/10.1016/j.fcr.2019.107663.

[10] 代燚,陈作钢,马宁,等.低速风洞内部流场数值模拟[J].空气动力学学报,2014,32(2):203-208,213. DAI Y, CHEN Z G, MA N, et al. Numerical simulation of flow field inside the low-speed wind tunnel [J]. Acta aerodynamica sinica, 2014, 32(2): 203-208, 213 (in Chinese with English abstract).

[11] 中国人民解放军总装备部军事训练教材编辑工作委员会.高低速风洞气动与结构设计[M].北京:国防工业出版社,2003. Military Training Textbook Editing Committee of the General Armament Department of the Chinese People's Liberation Army. Aerodynamic and structural design of high and low speed wind tunnel [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2003 (in Chinese).

[12] 丛成华,任泽斌,杨高强,等.极限条件下的大角度扩散段优化设计数值模拟[J].航空动力学报,2016,31(4):910-917. CONG C H, REN Z B, YANG G Q, et al. Numerical simulation for optimal design of wide angle diffuser in limited condition [J]. Journal of aerospace power, 2016, 31(4): 910-917 (in Chinese with English abstract).

[13] 丁素明,薛新宇,兰玉彬,等.NJS-1型植保直流闭口式风洞设计与试验[J].农业工程学报,2015,31(4):76-84. DING S M, XUE X Y, LAN Y B, et al. Design and experiment of NJS-1 type open-circuit closed wind tunnel for plant protection [J]. Transactions of the CSAE, 2015, 31(4): 76-84 (in Chinese with English abstract).

[14] 伍荣林,王振羽.风洞设计原理[M].北京:北京航空学院出版社,1985. WU R L, WANG Z Y. Wind tunnel design principle [M]. Beijing: Beihang University Press, 1985 (in Chinese).

[15] 姬亚芹,吴丽萍,金陶胜.可移动式风蚀风洞及其辅助系统设计原理与应用[M].北京:科学出版社,2014. JI Y Q, WU L P, JIN T S. Design principle and application of movable wind erosion wind tunnel and its auxiliary system [M]. Beijing: Science Press, 2014 (in Chinese).

[16] 廖鹏,傅继阳,马文勇,等.风洞试验段闭口与开口模式下流场的数值模拟与实验研究[J].工程力学,2022,39(S1):164-172. LIAO P, FU J Y, MA W Y, et al. Numerical simulation and experimental study of flow field in closed and open wind tunnel test section [J]. Engineering mechanics, 2022, 39(S1): 164-172 (in Chinese with English abstract).

[17] 高丽敏,刘哲,蔡明,等.四种风洞收缩段流场特性对比[J].航空动力学报,2020,35(8):1695-1705. GAO L M, LIU Z, CAI M, et al. Comparison on flow field characteristics of four wind tunnel contraction sections [J]. Journal of aerospace power, 2020, 35(8): 1695-1705 (in Chinese with English abstract).

[18] 张连河,范洁川.三元收缩段优化设计研究[J].空气动力学学报,2003,21(4):417-423. ZHANG L H, FAN J C. Research of optimized design of three-dimensional contraction [J]. Acta aerodynamica sinica, 2003, 21(4): 417-423 (in Chinese with English abstract).

[19] 韩建涛,王晏根,阳诚武,等.跨音速涡轮平面叶栅风洞收缩段设计方法研究[J].燃气轮机技术,2017,30(2):17-22. HAN J T, WANG Y G, YANG C W, et al. Wind tunnel contraction design for transonic turbine linear cascade test [J]. Gas turbine technology, 2017, 30(2): 17-22 (in Chinese with English abstract).

[20] HANCOCK P E. Plane multiple screens in non-uniform flow, with particular application to wind tunnel settling chamber screens [J]. European journal of mechanics-B/fluids, 1998, 17(3): 357-369.

[21] 丛成华,廖达雄.阻尼网特性数值模拟[J].北京航空航天大学学报,2014,40(12):1691-1696. CONG C H, LIAO D X. Numerical investigation about field characteristics of screen [J]. Journal of Beijing University of Aeronautics and Astronautics, 2014, 40(12): 1691-1696 (in Chinese with English abstract).

[22] 吴学旺,孙纪宁,张传杰,等.旋转通道入口湍流度控制方法及验证[J].航空动力学报,2015,30(2):384-391. WU X W, SUN J N, ZHANG C J, et al. Control method of inlet turbulent intensity in rotating channel and validation [J]. Journal of aerospace power, 2015, 30(2): 384-391 (in Chinese with English abstract).

[23] KULKARNI V, SAHOO N, CHAVAN S D. Simulation of honeycomb-screen combinations for turbulence management in a subsonic wind tunnel [J]. Journal of wind engineering and industrial aerodynamics, 2011, 99(1): 37-45.

Simulation and testing of key components of wind tunnel for rapeseed lodging resistance testing

WANG Haojie, REN Yilin, XING Boyuan, HUANG Qiuhang, WANG Qilong, WANG Jiansong

College of Engineering/Ministry of Agricultural and Rural Affairs Key Laboratory of Agricultural Equipment in Mid-Lower Yangtze River, Huazhong Agricultural University, Wuhan 430070, China

Abstract　Wind tunnel devices play an important role in studying the lodging resistance of rapeseed in strong wind environments. The wind tunnel model of rapeseed lodging resistance test was established based on computational fluid dynamics software Fluent. The design of parameter and simulation tests on key parts of the wind tunnel including diffusion section, stabilization section and contraction section were conducted. The effects of key parts of the wind tunnel on the quality of the wind tunnel flow field were analyzed. The optimal design scheme was selected with orthogonal experiments. The results showed that the variation coefficient of wind velocity at the outlet of the wind tunnel increased when the length of the shrinkage section L_s increased, and the quality of airflow decreased in the single factor experiment. As the length of the stable section L_w increased, the coefficient of variation of wind tunnel outlet wind speed first decreased and then increased. When L_w was 1 000 mm, the coefficient of wind speed variation was the lowest and the airflow quality was the best. The wind speed variation coefficient of wind tunnel outlet first decreased and then increased with the increase of the outlet length of the stabilization section of the damping net distance. When the damping net was $0.65L_w$ away from the wind tunnel outlet, the variation coefficient of wind speed was the smallest. Among the 9 orthogonal experimental schemes, when the shrinkage section length was 600 mm, the stabilization section was 800 mm, and the damping net was $0.65L_w$ away from the wind tunnel outlet, the average variation coefficient of wind speed in the corresponding wind tunnel test area was 0.139. The wind speed was more stable than other schemes, and the airflow quality was the best. It is indicated that there is no significant difference between the measured wind speed and the simulation value in scheme 2 wind tunnel. It will provide data support and proof for the design of wind tunnel.

Keywords　rapeseed; lodging; wind tunnel test; virtual simulation; wind speed variation coefficient; airflow quality

（责任编辑：陆文昌）