

绕丝棒束组件过渡流摩擦阻力实验研究

李虹锐¹, 薛秀丽², 周志伟², 曾泽华¹, 罗锐^{1,*}

(1. 清华大学 能源与动力工程系, 北京 100084; 2. 中国原子能科学研究院 反应堆工程技术研究所, 北京 102413)

摘要: 绕丝棒束组件低流速下摩擦阻力是钠冷快堆堆芯热工水力研究的重点内容之一。通过对现有组件摩擦阻力系数公式应用于过渡流存在的问题、现有组件摩擦阻力实验在低流速时出现的不同摩擦阻力特性的分析讨论, 以及对一个 37 棒组件低流速摩擦阻力的实验研究, 提出了组件内流动的转捩特性和提高经验公式在低流速时计算准确性的有效策略。研究表明: 绕丝棒束组件内流动转捩并不是同时发生, 而是在部分子通道的局部先发生, 随着流速的增加扩散到整个组件, 只有当一定量子通道都发生转捩时, 棒束的平均摩擦阻力才会显著增加。绕丝棒束组件摩擦阻力系数公式应尽可能使用小的层流向过渡流转捩的临界 Re 和插值指数, 使公式尽早开始转捩, 并平滑向过渡流过渡。

关键词: 绕丝棒束; 摩擦阻力; 层流; 过渡流; 非能动余热排出

中图分类号: TL33

文献标志码: A

文章编号: 1000-6931(2024)09-1825-08

doi: 10.7538/yzk.2024.youxian.0348

Experimental Study on Frictional Pressure Drop Characteristics of Wire-wrapped Bundles in Transition Flow

LI Hongrui¹, XUE Xiuli², ZHOU Zhiwei², ZENG Zehua¹, LUO Rui^{1,*}

(1. Department of Energy and Power Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China;

2. Reactor Engineering and Technology Research Institute, China Institute of Atomic Energy, Beijing 102413, China)

Abstract: The investigation of frictional pressure drops in wire-wrapped bundles at low flow velocities is crucial for thermal-hydraulic studies of sodium-cooled fast reactor cores. This study aims to refine empirical formulas for predicting friction factors in wire-wrapped bundles by addressing their limitations in accurately calculating friction factors during transition regime. By analyzing existing empirical formulas and meticulously observing frictional pressure drop experiments conducted under low-flow conditions that reported in the literature, the study proposes and demonstrates the mechanism of the laminar-to-transitional regime transition in wire-wrapped bundles. Additionally, experimental research was conducted on the frictional pressure drop of a 37-rod wire-wrapped bundle. A novel high-precision differential pressure measurement technique, the photographic liquid column manometer, was employed to enhance frictional pressure drop measurement accuracy. This innovative method achieves a measurement uncertainty of less than 2 Pa within a range of 0 to 300 Pa. The mass flow rate of the fluid was measured and converted to obtain the flow velocity through the assembly, further improving the

accuracy of flow velocity measurements. The analysis and experiments reveal that the transition from the laminar to transitional regime does not occur uniformly but initiates locally in certain subchannels before spreading across the assembly as flow velocity increases. Significant increases in the frictional pressure drop occur only after a sufficient number of subchannels have undergone transition. This perspective is supported by extensive existing literature, which report that in assemblies with fewer rod bundles, smaller P/D and H/D values, and constructed from hard metal materials such as stainless steel, the friction factor at the initial stage of the transitional regime shows a significant increase or remains constant with increasing Reynolds number. Under these conditions, the high consistency of the P/D ratio within the assembly causes the fluid to transition within a narrow range of flow velocities, leading to a marked increase in the friction factor with Reynolds number. The research results also indicate that the prediction accuracy of the critical Reynolds number for the laminar-to-transitional flow transition significantly impacts the calculation accuracy of empirical formulas at low flow velocities. Formulas using smaller predicted values of the critical Reynolds number show better agreement between predicted values and the measured results in this study. Therefore, the study recommends adopting smaller critical Reynolds numbers and interpolation indices in empirical formulas to facilitate an early onset and smooth transition of laminar-to-transitional regime behavior in friction factors, thereby improving the accuracy of calculated friction factors.

Key words: wire-wrapped rod bundle; flow resistance; laminar flow; transition flow; passive residual heat remove

钠冷快堆事故工况紧急停堆后,堆芯非能动余热排出系统通过堆内钠流自然循环将堆芯组件的衰变余热排出,防止组件高温损毁,保证核电机组的安全。在非能动余热排出工况,流过堆芯的钠流流量减小为额定流量的1%~3%,绕丝棒束组件内钠流处于层流状态或刚从层流进入过渡流初始阶段。堆芯绕丝棒束组件在层流或过渡流初始阶段低流速条件下对钠流的阻力,是堆芯非能动余热排出工况钠流自然循环流动的主要流动阻力,决定了通过堆芯的自然循环钠流流量,进而决定了钠流对堆芯的余热排出能力^[1],是钠冷快堆非能动余热排出系统热工水力设计的重要参数。

本文讨论现有组件摩擦阻力系数经验公式应用于过渡流存在的问题和部分组件摩擦阻力压降实验研究得到的组件在低流速时摩擦阻力压降的不同特性,并实验测量得到一个37棒组件摩擦阻力系数在层流与过渡流初始阶段随组件 Re 变化的规律。以上述讨论和实验测量结果为基础,提出组件内流体流动的转捩机理和改善现有组件摩擦阻力系数经验公式在低流速时计算性能的途径,旨在进一步认识绕丝棒束组件低流速工况摩擦阻力的特性。

1 绕丝棒束组件过渡流摩擦阻力的研究现状

1.1 现有摩擦阻力系数经验公式应用于过渡流的问题

国内外学者已对绕丝棒束组件的摩擦阻力特性展开了大量实验研究和数值模拟研究,Pacio等^[2]和Wang等^[3]分别对现有的实验研究和数值模拟研究进行了综述。基于绕丝棒束组件摩擦阻力部分实验数据和数值模拟数据,不少学者先后提出了十几个组件摩擦阻力系数经验公式,包括NOV、REH、BDD、ENG、CTD、CTS、ZHU、MBDD、KIR这些收录于Chen等^[4]文献的公式,以及UCTD(upgraded CTD公式)^[5]、UCTS(simplified upgraded CTD公式)^[5]、PCTD(detailed Pacio-Cheng-Todreas公式)^[6]、DK(Dix & Kim公式)^[7]和ZCTS(周涛涛等^[8]重新拟合了CTS系数的计算公式,本文将其命名为Simplified Zhou-Cheng-Todreas公式)。Chun^[9]、Choi^[10]、Bubelis^[11]、Chen^[4]和Pacio^[6]等先后使用当前全部或部分可用的实验数据,对上述公式中除DK和ZCTD公式外其他公式的计算性能进行了综合评价。统计结果表明,各公式在层流和过渡流的计算准确度显著低于在

湍流区的,相较于其他公式,PCTD公式在组件从层流到湍流整个流速范围内的摩擦阻力系数计算中具有较高的准确度,但在过渡流PCTD的计算性能略低于UCTD公式。

由于流速较低,绕丝棒束组件对流体的摩擦阻力很小,约为 $30\sim 1\,000\text{ Pa}$ 。准确测量如此小的摩擦阻力较为困难,因此现有的绕丝棒束组件低流速摩擦阻力实验数据较少,测量层流数据的组件约占总实验组件的22%,测量得到的层流数据约占总实验数据的10%^[2]。一般认为,组件低流速时,特别是层流摩擦阻力压降实验数据的缺乏,是现有公式在层流和过渡流计算准确度低的主要原因^[4-6,12],但少有研究关注到现有经验公式在计算绕丝棒束过渡流摩擦阻力系数时存在的两个问题。1) 现有过渡流计算式的基本假设是棒束有一个层流向过渡流转捩临界雷诺数 Re_{lr} ,最初 Re_{lr} 被认为是400的常数(BDD、KIR等),CTD采用 P/D 的函数值,UCTD修订了该函数,使其降低到最低,为220左右,过渡流计算性能有显著提升^[5-6],但PCTD又将UCTD公式的 P/D 函数值修改成定值700,这一修改造成PCTD在过渡区的预测精度相对于UCTD恶化,预测值偏低^[6]。上述现象提示 Re_{lr} 的预测精度对经验公式在过渡流的预测精度具有重要的影响。2) 圆管、矩形管和插入螺旋肋片或弹簧增强传热的圆管等单通道流动,当通道内流动从层流开始转捩时,通道摩擦阻力系数急剧增加。现有文献^[1,13-17]中部分绕丝棒束组件低流速实验数据也出现了类似特性,即在过渡流初始阶段,组件摩擦阻力系数急剧增加然后缓慢下降,但现有的公式都不能正确处理层流向过渡流转捩时的这一特性,提示现有公式计算过渡流初始阶段摩擦阻力系数的方法还需要改进。

1.2 现有组件过渡流摩擦阻力系数实验结果

在所有测量了低流速摩擦阻力压降的组件中,相当一部分组件的摩擦阻力系数在层流向过渡流转捩时,出现了类似圆管在层流向过渡流转捩时摩擦阻力系数急剧增加再缓慢下降的特性。这些组件中摩擦阻力系数急剧增加最明显的是Rehme测量的 $P/D=1.866$ 和 $P/D=2.32$ 的19棒组件(文献[13]中图4b、c)、Marten等测量的 $P/D=1.022$ 和 $P/D=1.041$ 的37棒组件(文献[14]中图16、17)。摩擦阻力系数增加,但幅度较小的有

Berthoux等测量的 $P/D=1.24$ 的19棒组件(文献[15]中图13)、Marten等测量的 $P/D=1.072$ 和 $P/D=1.101$ 的37棒组件(文献[14]中图18、19)、Cheng等测量的 $P/D=1.154$ 的37棒组件(文献[16]中图5)、Yang等测量的 $P/D=1.19$ 的19棒组件和 $P/D=1.23$ 的37棒组件(文献[1]中图4)、Chiu等测量的 $P/D=1.067$ 的61棒组件(文献[17]中图4-1、4-2)。

大部分绕丝棒束组件都没有观察到摩擦阻力系数的急剧增加,组件摩擦阻力系数一直缓慢减小,并且减小速率越来越小,逐渐偏离 Re^{-1} ,因此不能确定一个确切的 Re_{lr} 。Menezes等^[18]实验发现,每个子通道具有不同的 Re_{lr} ,但当 Re_{lr} 较小的子通道先发生转捩时,组件的摩擦系数与层流摩擦定律(Re^{-1})的偏离非常小。事实上,棒束中所有子通道在棒束任意横截面都通过棒之间的间隙相互连接,具有几乎相同的摩擦阻力压降,这是子通道流量分配计算的基本假设^[6],并且在所有测量组件子通道摩擦阻力压降的实验中也得到了证实^[19-22]。在这种情况下,假定棒束中只有1个子通道进入过渡流,其突然的摩擦阻力压降增加将通过流体剪切和混合经由棒之间的间隙被输送到相邻的子通道中,并最终分布到所有子通道。因此,棒束因该子通道进入过渡流产生的摩擦阻力压降增加可估算为与该子通道因进入过渡流增加摩擦阻力压降的 $1/N$ 相同的数量级(N 为棒束组件子通道的总数),实际测量中很难准确测量如此小的摩擦阻力压降增量。

1.3 棒束流动的转捩特性

在棒束中,一个子通道也可看成是内部有类似传热增强扰流装置(定位绕丝)的单通道,只有棒束中有相当数量的子通道在相同 Re 发生转捩时,其所产生的摩擦阻力系数偏离层流律才能被测量到,因此基于组件摩擦阻力系数显著偏离层流律所判别的转捩点临界 Re ^[2]都明显偏高。更重要的是,此时仍有相当数量的子通道并未发生转捩而仍处于层流状态,因此棒束所有子通道具有一致转捩临界 Re 对大部分棒束并不成立。例如,棒束内、边和角子通道截面几何形状很不同,肯定有不同的 Re_{lr} 。即使仅对内子通道,Cheng等(文献[16]中图2)和Kim等(文献[23]中图6)都已证实,决定 Re_{lr} 最敏感的参数是 P/D ,但由于加工和安装的不确定性,每个子通道的 P/D 对于任

何实际棒束,都有可能显著偏离其 P/D 的设计值(文献[20]中图5a)而产生不同的 Re_{tr} 。

综上所述,本文分析认为绕丝棒束组件层流向过渡流转捩的机理和转捩过程中组件的阻力特性是:绕丝棒束组件内流道由多个类似于单通道的子通道并行组成,绕丝棒束组件内流动转捩并不是同时发生,而是在部分子通道的局部先发生,随着 Re 的不断增加,转捩在组件内扩散,流道内更多的子通道发生转捩^[13],直到整个组件内的流动都进入湍流,组件流动转捩完成,同时只有当一定量子通道都发生转捩时,棒束的平均摩擦阻力才会显著增加进而被测量到。据此可推断,如果组件内流体在较小的流速范围内集中开始转捩,则组件的平均摩擦阻力系数会随 Re 显著增加,反之,如果组件内流体在一个宽泛流速范围内逐渐开始转捩,则组件的平均摩擦阻力系数只会缓慢偏离 Re^{-1} 。

按照上述推论,具有较大棒束个数($N_r \geq 127$)、 P/D 和 H/D 值的组件,或使用有机玻璃(PMMA)等软材料制造的组件,组件的 P/D 随轴向位置随机变化,其平均摩擦阻力系数在过渡流初始阶段缓慢偏离 Re^{-1} ,不会随 Re 有明显的增加或持平。这一现象可通过现有大部分测量了低流速摩擦阻力系数组件的实验数据证实。同时,具有较小棒束个数、 P/D 和 H/D 值的组件,最主要的是采用不锈钢等硬质金属材料制造的组件,组件的 P/D 一致性高,其平均摩擦阻力系数在过渡流初始阶段会随 Re 有明显的增加或持平,该现象可通过1.2节的实验结果证实,特别是前述 Marten 的 $P/D=1.022$ 组件过渡流阻力系数与单通道流动无异。1.2节所述实验数据中观察到摩擦阻力系数在过渡流初始阶段随 Re 有明显增加或持平的组件皆是全不锈钢组件(棒束、绕丝、组件盒都是不锈钢),除了1个61棒组件外,其他的全为19棒或37棒组件。较小 P/D 的组件更容易观察到摩擦阻力系数在过渡流初始阶段随 Re 有明显增加,可通过 Marten 等测量 $P/D=1.041$ 、 1.072 、 1.101 组件的实验结果对比证实(文献[14]中图17~19),而较小 H/D 的组件更容易观察此现象,可通过 Marten 等测量的 $P/D=1.072$ 组件的实验结果(文献[14]中图18)证实。

2 绕丝棒束组件过渡流初始阶段摩擦阻力实验研究

从绕丝棒束组件过渡流转捩机理和转捩过程中组件的阻力特性可知,合理确定 Re_{tr} 的值对准确拟合绕丝棒束组件过渡流初始阶段摩擦阻力系数具有重要意义。但对 Re_{tr} 的研究要以高精度的绕丝棒束组件过渡流初始阶段摩擦阻力系数的实验研究为基础,原因有二:1)前文已讨论了实际绕丝棒束组件因为加工制造安装精度,组件流道各局部的 P/D 和 H/D 等几何参数随机分布,导致组件局部 Re_{tr} 以一个广泛的范围分布在整个流道内,因此只有流速足够小时,才能保证组件内处处都是层流状态,也才能捕捉到组件从层流向过渡流转捩的起始流速,而流速越小,组件的摩擦阻力压降越小,对实验的精度要求越高;2)实验精度越高,越能及时捕捉到组件从层流开始转捩时的摩擦特性改变。为此,本文通过高精度压差测量技术,结合高精度流量测量方法,对1个37棒有机玻璃棒束进行低流速条件下摩擦阻力的精确测量,实验研究了棒束摩擦系数在层流与早期过渡流阶段随棒束 Re_b 变化的规律。

2.1 绕丝棒束组件摩擦阻力测量实验台

实验在绕丝棒束组件摩擦阻力测量实验台上完成,周志伟等^[24]曾使用该实验台测量了组件低流速时的摩擦阻力特性,本文通过更加精细的实验步骤,将周志伟等测量的 Re 范围从200~1100扩充到了70~1100。绕丝棒束组件摩擦阻力测量实验台详见文献[24],本文仅重述测量组件几何结构,如图1所示,同时补充了流量和压力测量的详细方法和不确定度。图1中, H 为棒束绕丝的螺距。

2.2 摩擦阻力压降和组件流速测量

采用液柱图像测压法(PLCM)测量组件的摩擦阻力压降,如图2所示,使用背光照明液柱,透明磨砂塑料板作为光扩散器,将液柱顶部液面的轮廓投射到相机的图像平面上。相机配备70mm镜头和10mm延长环,可实现25像素/mm的放大倍数,适用于0~30mm H_2O (0~300Pa)压差的准确测量。液柱顶部液面图像应位于光学轴(OA)附近的区域,特别是在垂直方向上,距离OA小于400像素,此时光学失真误差较小(<2像素),可使

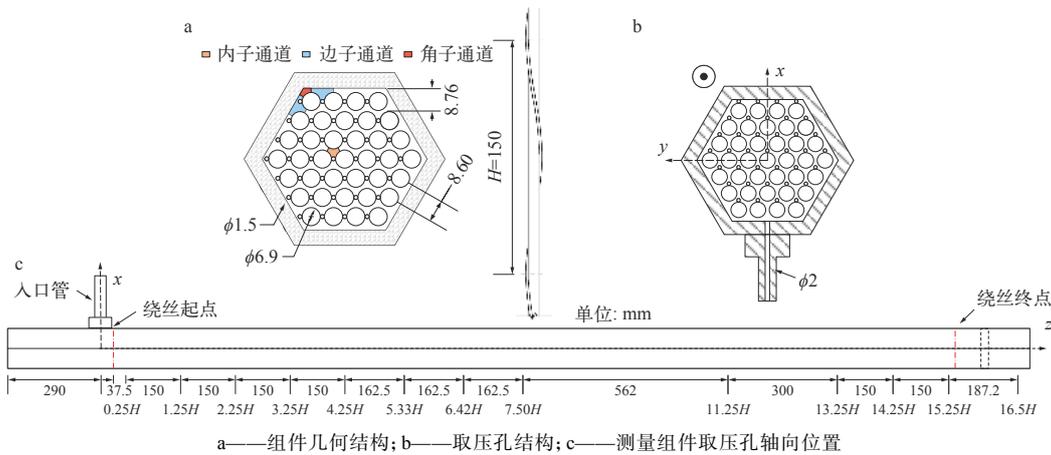


图1 绕丝棒束组件几何结构

Fig. 1 Diagram of tested wire-wrapped rod bundle assembly

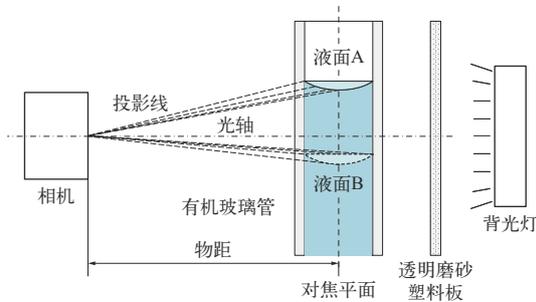


图2 液柱图像测压法液柱拍照系统
Fig. 2 Photographic system for PLCM

用简单的失真校正公式消除。

PLCM 拍摄得到的照片中, 每个液柱顶部的黑色区域是液柱液面的投影, 图 3 显示了 S_n 液柱顶部液面的投影。由于有机玻璃测压管中装满水的透镜效应, 液面的投影在水平方向上被放大, 且从液面中心到边缘的放大程度增加, 导致液面投影不是圆弧, 而是如图 3 中虚线所示的椭圆弧。在垂直方向上, 液面投影不会变形, 即液柱液面投影的高度等于液柱液面的高度。

对于 S_n 液柱, 根据下述步骤计算液柱顶部液

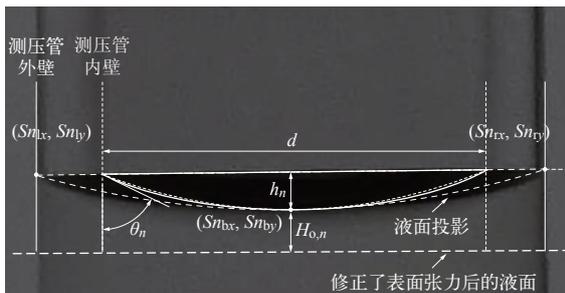


图3 液柱顶部液面的图像

Fig. 3 Image depicting meniscus surface of liquid column

面表面张力引起的液柱升高的像素高度 $H_{0,n}$ 。首先通过视觉读取或机器图像识别读取液面图像左侧顶点 (S_{nLx}, S_{nLy}) 和右侧顶点 (S_{nRx}, S_{nRy}) 的像素坐标, 然后计算得到液面底部顶点的像素横坐标 $S_{nBx} = (S_{nLx} + S_{nRx}) / 2$, 以 S_{nBx} 为横坐标, 在图像中读取液面底部顶点的像素纵坐标 S_{nBy} , 接着计算得到液柱液面的高度 $h_n = (S_{nLy} + S_{nRy}) / 2 - S_{nBy}$ 。读取液面 3 个点的坐标后, 使用式(1)计算得到 S_n 液柱液面和有机玻璃测压管内壁的接触角 θ_n 。

$$\frac{2h_n}{df} = \frac{1 - \sin \theta_n}{\cos \theta_n} - \frac{B(1 + 2\sin \theta_n)\cos \theta_n}{6(1 + \sin \theta_n)^4} \quad (1)$$

式中: $d=10 \text{ mm}$ 为测压管内径; $f = [(S_{nRx} - S_{nLx})^2 + (S_{nRy} - S_{nLy})^2]^{1/2} / 12.91$ 为像素坐标和 mm 坐标的换算系数, 像素/mm; $B = \rho g d^2 / 4\sigma$ 为 Bond 数, ρ 为测压管内水流的密度 (kg/m^3), σ 为水的表面张力系数。计算得到 θ_n 后, 使用式(2)计算 $H_{0,n}$ 。

$$\frac{2H_{0,n}}{d} = \frac{2\cos \theta_n}{B} - \frac{1}{\cos \theta_n} + \frac{2(1 - \sin^3 \theta_n)}{3 \cos^3 \theta_n} + \frac{B(1 + 2\sin \theta_n)\cos \theta_n}{12(1 + \sin \theta_n)^4} \quad (2)$$

除了对液面表面张力引起的液柱升高进行修正外, 还需要对液柱图像不完全水平而引起的系统误差进行修正。图 4 展示了一个包含 8 个液柱的典型图像, PLCM 面板上除了标记为 1~6 的 6 个测压管连接测压孔测量压差外(即 S1~S6 液柱), 面板两侧还有 2 个底部相连的测压管, 标记为 L 和 R(即 Sl 和 Sr 液柱), L 和 R 测压管内液柱的液面理论上是完全水平的, 则可通过下式计算 S_n 液柱因图像不完全水平需要修正的系统误差 H'_n (像素)。



图4 包含8个液柱的液柱图像
Fig. 4 Typical image containing eight liquid columns

$$H'_n = k(Sn_{bx} - Sl_{bx}) \quad (3)$$

式中, k 为液柱图像水平线偏离实际水平面的斜率。

$$k = [(Sr_{by} - H_{o,r}) - (Sl_{by} - H_{o,l})] / (Sr_{bx} - Sl_{bx}) \quad (4)$$

式中, $H_{o,l}$ 和 $H_{o,r}$ 分别为 L 和 R 液柱顶部液面表面张力引起的液柱升高的像素高度。

最终, 修正了液面表面张力引起的液柱升高和液柱图像不完全水平引起的系统误差后, Sn 液柱在图像中的实际高度通过式(5)计算。

$$H_n = [(4000 - Sn_{by}) - H_{o,n} - H'_n] / f \quad (5)$$

式中, 4000 为图像总的像素高度。

由此可得到连接不同取压孔的液柱 Sn_1 和 Sn_2 之间的压差 $\Delta P_{n_1, n_2}$:

$$\Delta P_{n_1, n_2} = \rho g (H_{n_1} - H_{n_2}) \quad (6)$$

在压差测量过程中, 液柱顶部液面图像边界的定位精度可达到亚像素精度 ($<0.03 \sim 0.04$ mm, 当 $f=25$ 像素/mm 时), 而式(2)表面张力压差的计算精度好于 0.03 mm H_2O , 相机畸变矫正精度也好于 0.3 像素, 因此对于总压差小于 30 mm H_2O 的测量, 压差测量精度优于 $1 \sim 2$ Pa。

通过组件流体的流速采用测量质量流量的方法, 质量流量通过测量一段时间流过组件流体的质量得到, 如式(7)所示。

$$q_m = (M_a - M_b) / 1000t \quad (7)$$

式中: q_m 为质量流量, kg/s; M_b 和 M_a 为称重容器在计时开始前和计时结束后的质量, g; t 为计时时间, s。

通过组件的流体的速度 v (m/s) 可由式(8)计算:

$$v = q_m / \rho_b A_b \quad (8)$$

式中: ρ_b 为组件内水流的密度, kg/m^3 ; A_b 为组件的流通面积, 0.001189 m^2 。

本文摩擦阻力压差测量和质量流量测量的不确定度如表1所列。

表1 压差和质量流量测量的不确定度
Table 1 Measurement uncertainties of pressure drop and mass flow rate

参数	测量范围	不确定度
压差	0~100 Pa	1 Pa
	100~200 Pa	2 Pa
	200~500 Pa	3 Pa
	500~1 600 Pa	6 Pa
质量流量	0~0.3 kg/s	0.25%
	0.3~0.5 kg/s	0.48%

2.3 实验结果

实验测量了组件不同轴向位置1个绕丝螺距长度所产生的摩擦阻力压降, 以及从 $4H$ (即图1中 $4.25H$ 位置, 为了方便用整数表示) 截面到 $11H$ 截面摩擦阻力压降的 $1/7$, 即该轴向范围1个绕丝螺距的平均摩擦阻力压降, 如图5所示。在较低的流速 (<0.125 m/s) 下, 组件不同轴向位置1个绕丝螺距长度的摩擦阻力压降一致。随着流速的增加, $(2 \sim 3)H$ 和 $(3 \sim 4)H$ 的摩擦阻力压降以及 $(4 \sim 11)H$ 轴向范围1个绕丝螺距的平均摩擦阻力压降相互保持一致, 但 $(0 \sim 1)H$ 和 $(1 \sim 2)H$ 的摩擦阻力压降开始超过下游1个绕丝螺距的摩擦阻力压降。同时, $(0 \sim 1)H$ 的摩擦阻力压降超过 $(1 \sim 2)H$ 的摩擦阻力压降, 且随着流速的增加, 二者差异加剧。在流速为 0.365 m/s 时, $(0 \sim 1)H$ 的摩擦阻力压降比 $(4 \sim 11)H$ 轴向范围的1个绕丝螺距的平均摩擦阻力压降增加了 11.3% , 而 $(1 \sim 2)H$ 的摩擦阻力压降增加了 3.4% 。图5表明, 组件在 $2H$ 截面处流体已达到完全发展的流动, 在较低的流速下, 组件的进口效应对摩擦阻力压降的影响较小, 随着流速的增加, 进口效应的影响变得显著。此外, 实验能够测量到进口效应对组件摩擦阻力压降的影响, 验证了本研究压差测量具有很高的精度。

使用 $4H$ 和 $11H$ 截面之间测得的轴向摩擦阻力压降, 计算了组件的摩擦阻力系数, 如图6所示, 图中还展示了不同公式的拟合曲线。组件过

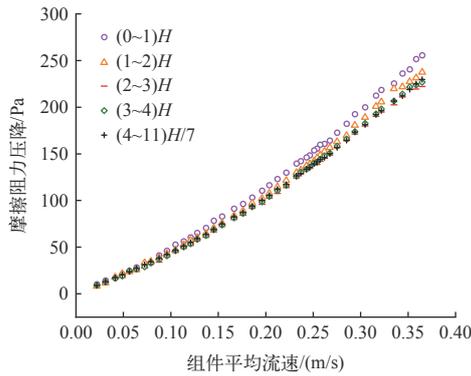


图5 组件不同轴向位置1个绕丝螺距长度产生的摩擦阻力压强

Fig. 5 Axial pressure drop of a single wire helical pitch at various axial positions

渡流初始阶段的摩擦阻力系数 f_{btr} 一般通过层流摩擦阻力系数关系式的计算值 f_{bL} 和湍流摩擦阻力系数关系式的计算值 f_{bT} 插值得到, 以 CT 系列公式为例, 如式(9)所示。

$$f_{btr} = f_{bL}(1 - \psi)^\gamma + f_{bT}\psi^\gamma \quad (9)$$

式中: $f_{bL} = C_{fL}/Re$; $f_{bT} = C_{fT}/Re^{0.18}$; ψ 为插值, $\psi = \lg(Re/Re_{tr})/\lg(Re_{tr}/Re_{tr})$, Re_{tr} 为过渡流到湍流的临界 Re ; γ 为插值指数, CTD 和 UCTD 公式取为 1/3, PCTD 公式取为 0.362。以 CTD 公式为基础, 不同 Re_{tr} 和 γ 对组件过渡流初始阶段摩擦阻力系数的拟合结果示于图 6。

从图 6 可看到, 当 Re_{tr} 的预测值较大时, 如使 $Re_{tr}=400$, 公式在较大 Re 才开始使用过渡流公式计算组件摩擦阻力系数, 经历层流的快速下降后, 过渡流起始的 f 较低, 则为了公式在过渡流的准确度, 就必须提高其在层流的预测值(即 C_{fL}), 并使用一个较大的插值指数 γ , 以补偿过渡流起始

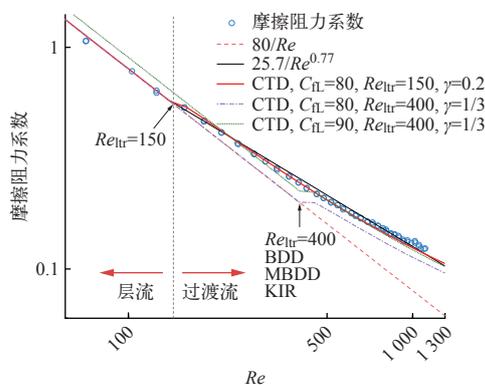


图6 组件的摩擦阻力系数

Fig. 6 Friction factor of tested wire-wrapped rod bundle assembly

时 f 较低。但这样就造成了公式在层流区计算值偏高, 在过渡流较大 Re 时计算值偏低, 如图 6 中 $C_{fL}=90$ 、 $Re_{tr}=400$ 、 $\gamma=1/3$ 的曲线。如果不提高 C_{fL} , 则公式在过渡流的计算值会严重偏低, 如图 6 中 $C_{fL}=80$ 、 $Re_{tr}=400$ 、 $\gamma=1/3$ 的曲线。因此, 为了提高组件层流和过渡流初始阶段的计算准确度, 有效的策略是尽可能使用小的 Re_{tr} 和 γ , 使公式尽早开始转换, 平滑向过渡流过渡, 如图 6 中 $C_{fL}=80$ 、 $Re_{tr}=150$ 、 $\gamma=0.2$ 的曲线和 $25.7/Re^{0.77}$ 曲线。上述策略不仅有效改善了公式的拟合精度, 而且是对绕丝棒束组件过渡流转换机理的描述, 体现了绕丝棒束转换的物理事实, 即组件局部 Re_{tr} 以一个广泛的范围分布在整个流道内, 组件在很小的 Re 时就在局部出现了向过渡流的转换, 而整个组件的转换经历了一个广泛的流速范围才完成, 这期间组件的摩擦阻力系数缓慢偏离 Re^{-1} 。

3 结论

本文讨论了现有绕丝棒束摩擦阻力系数经验公式在计算过渡流流态时存在的问题, 对比分析了现有组件摩擦阻力实验研究的结果, 提出了绕丝棒束组件内流动转换的特性, 并对一个 37 棒绕丝棒束组件低流速条件下摩擦阻力展开了精确测量, 基于实验结果和分析, 给出了提高经验公式在组件层流和过渡流初始阶段计算准确性的有效策略, 主要结论如下。

1) 绕丝棒束组件内流动转换并不是同时发生, 而是在部分子通道的局部先发生, 随着流速的增加扩散到整个组件, 只有当一定量子通道都发生转换时, 棒束的平均摩擦阻力才会显著增加。

2) 为了提高组件层流和过渡流初始阶段的计算准确度, 绕丝棒束组件摩擦阻力系数经验公式应尽可能使用小的 Re_{tr} 和 γ , 使公式尽早开始转换, 平滑向过渡流过渡。

参考文献:

[1] YANG H, LI H, XUE X, et al. Experimental investigation of the friction factor of wire-wrapped bundles at low velocities under natural circulation flow conditions[J]. *Nuclear Science and Engineering*, 2022, 196(3): 285-300.

[2] PACIO J, CHEN S K, CHEN Y M, et al. Analysis of pressure losses and flow distribution in wire-wrapped hexagonal rod bundles for licensing: Part II, Evaluation of public experimental data[J]. *Nuclear Engineering and*

- Design*, 2022, 388: 111606.
- [3] WANG M, JU H, WU J, et al. A review of CFD studies on thermal hydraulic analysis of coolant flow through fuel rod bundles in nuclear reactor[J]. *Progress in Nuclear Energy*, 2024, 171: 105175.
- [4] CHEN S K, TODREAS N E, NGUYEN N T. Evaluation of existing correlations for the prediction of pressure drop in wire-wrapped hexagonal array pin bundles[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2014, 267: 109-131.
- [5] CHEN S K, CHEN Y M, TODREAS N E. The upgraded Cheng and Todreas correlation for pressure drop in hexagonal wire-wrapped rod bundles[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2018, 335: 356-373.
- [6] PACIO J, CHEN S K, CHEN Y M, et al. Analysis of pressure losses and flow distribution in wire-wrapped hexagonal rod bundles for licensing: Part I, The Pacio-Chen-Todreas Detailed model (PCTD)[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2022, 388: 111607.
- [7] DIX A, KIM S. A novel friction factor model for wire-wrapped rod bundles[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2023, 401: 112104.
- [8] 周涛涛, 刘书勇, 郁杰. 全流态工况下绕丝棒束内的摩擦压降模型研究[J]. *核技术*, 2023, 46(6): 060604.
ZHOU Taotao, LIU Shuyong, YU Jie. Friction pressure drop model for wire-wrapped rod bundles in full flow[J]. *Nuclear Techniques*, 2023, 46(6): 060604(in Chinese).
- [9] CHUN M H, SEO K W. An experimental study and assessment of existing friction factor correlations for wire-wrapped fuel assemblies[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2001, 28(17): 1683-1695.
- [10] CHOI S K, CHOI I K, NAM H Y, et al. Measurement of pressure drop in a full-scale fuel assembly of a liquid metal reactor[J]. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 2003, 125(2): 233-238.
- [11] BUBELIS E, SCHIKORR M. Review and proposal for best fit of wire-wrapped fuel bundle friction factor and pressure drop predictions using various existing correlations[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2008, 238(12): 3299-3320.
- [12] TODREAS N, CHEN S K, PACIO J. Adventures in study of the pressure losses in wire-wrapped rod bundle arrays[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2020, 370: 110910.
- [13] REHME K. Pressure drop performance of rod bundles in hexagonal arrangements[J]. *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 1972, 15(12): 2499-2517.
- [14] MARTEN K, YONEKAWA S, HOFFMANN H. Experiments and correlations of pressure loss coefficients for hexagonal arranged rod bundles ($P/D > 1.02$) with helical wire spacers in laminar and turbulent flows[R]. Germany: Kernforschungszentrum Karlsruhe GmbH, 1987.
- [15] BERTHOUX M, CADIOU T. The thermal hydraulics in a rod bundle representative of the start-up core of the ALLEGRO gas cooled fast reactor—Experimental and numerical approaches[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 2010, 240(10): 3372-3386.
- [16] CHENG S K, TODREAS N E. Hydrodynamic models and correlations for bare and wire-wrapped hexagonal rod bundles—Bundle friction factors, subchannel friction factors and mixing parameters[J]. *Nuclear Engineering and Design*, 1986, 92(2): 227-251.
- [17] CHIU C, HAWLEY J, ROHSENOW W M, et al. Pressure drop measurements in LMFBR wire wrapped blanket assemblies[R]. USA: U. S. Department of Energy Office of Scientific and Technical Information, 1977.
- [18] MENEZES C, VAGHETTO R, HASSAN Y A. Experimental investigation of the subchannel axial pressure drop and hydraulic characteristics of a 61-pin wire wrapped rod bundle[J]. *Journal of Fluids Engineering*, 2022, 144(5): 051403.
- [19] CHANG S K, EUH D J, CHOI H S, et al. Flow distribution and pressure loss in subchannels of a wire-wrapped 37-pin rod bundle for a sodium-cooled fast reactor[J]. *Nuclear Engineering and Technology*, 2016, 48(2): 376-385.
- [20] CHANG S K, EUH D J, KIM S, et al. Experimental study of the flow characteristics in an SFR type 61-pin rod bundle using iso-kinetic sampling method[J]. *Annals of Nuclear Energy*, 2017, 106: 160-169.
- [21] CHENG S. Constitutive correlations for wire-wrapped subchannel analysis under forced and mixed convection conditions[D]. USA: Massachusetts Institute of Technology, 1984.
- [22] LIANG Y, ZHANG D, CHEN Y, et al. An experiment study of pressure drop and flow distribution in subchannels of a 37-pin wire-wrapped rod bundle[J]. *Applied Thermal Engineering*, 2020, 174: 115283.
- [23] KIM H, SEO J, HASSAN Y A. Prediction of flow regime boundary and pressure drop for hexagonal wire-wrapped rod bundles using artificial neural networks[J]. *Physics of Fluids*, 2022, 34(10): 107103.
- [24] 周志伟, 李虹锐, 薛秀丽, 等. 含绕丝棒束低流速时阻力特性的实验研究[J]. *原子能科学技术*, 2023, 57(5): 960-967.
ZHOU Zhiwei, LI Hongrui, XUE Xiuli, et al. Experimental investigation of frictional pressure drop of wire-wrapped bundle at low velocity[J]. *Atomic Energy Science and Technology*, 2023, 57(5): 960-967(in Chinese).