

# 高架式钢筒仓中转折连接的试验研究

赵 阳                      滕锦光

(浙江大学建筑工程学院)    (香港理工大学)

**摘要:** 用于散料储存的大型高架式钢筒仓结构通常由仓筒、锥形漏斗以及支承裙筒组成。在漏斗壁拉力水平分力的作用下,漏斗—仓筒—裙筒连接处产生相当大的周向压力,通常通过设置环梁以增加其强度。转折连接的主要破坏模式包括塑性破坏及环梁的弹性或塑性屈曲。国际上对这类连接的屈曲及破坏强度已有了大量的理论研究,并建立了基于理论的设计建议,但其试验研究尚属空白。本文总结了作者针对钢筒仓转折连接的稳定与强度问题近期在香港理工大学进行的一项大型试验研究项目。首先简单介绍该项目所建立的一套用于薄壳结构屈曲试验的试验装置,然后给出三个系列试验(内压下的圆锥—圆柱筒连接、散料荷载下的漏斗—仓筒—裙筒连接及散料荷载下的漏斗—仓筒—裙筒—环梁连接)的主要试验结果。

**关键词:** 钢筒仓; 转折连接; 环梁; 屈曲; 试验

**中图分类号:** TU33                      **文献标识码:** A

**文章编号:** 1000-131X (2004) 08-0016-08

## EXPERIMENTAL STUDY OF TRANSITION JUNCTIONS IN ELEVATED STEEL SILOS

Zhao Yang                      Teng Jinguang

(Zhejiang University)    (The Hong Kong Polytechnic University)

**Abstract:** Large elevated steel silos for the storage of bulk solids generally consist of a cylindrical vessel, a conical discharge hopper and a skirt. The cone-cylinder-skirt junction is subject to a large circumferential compressive force which is derived from the horizontal component of the meridional tension in the hopper, so a ring is often provided to strengthen the junction. The strength of the junction may be limited by plastic collapse of the junction or by elastic or plastic buckling of the ring. Internationally, many theoretical studies have examined the buckling and collapse strengths of these junctions and theoretically based design proposals have been established, but no previous experimental study has been reported. This paper provides a summary of a major experimental program recently undertaken at The Hong Kong Polytechnic University on the buckling and collapse of steel silo transition junctions. A sophisticated experimental facility which can be used for buckling experiments on thin shell structures is first briefly described. Then, typical results of three series of tests on cone-cylinder junctions under internal pressure, cone-cylinder-skirt junctions under bulk solid loading and cone-cylinder-skirt-ring junctions under bulk solid loading are reported.

**Keywords:** steel silos; transition junctions; rings; buckling; experiments

## 1 引 言

筒仓结构广泛应用于许多工业领域中散状物料的储存。大型高架式钢筒仓通常由仓筒、锥形漏斗以及支承裙筒组成(图1)。其中的漏斗—仓筒—裙筒连接通常称为转折连接。储存的散料在漏斗壁上作用内压及向下的摩擦力,两者均导致漏斗壁上产生沿母线方向的拉力,且于转折连接处达到最大值,该拉力的水平分力导致转折连接处产生相当大的周向压力(图

2),因而通常设置一道环梁来承受这个压力(图1),以增加转折连接的强度。在周向压力作用下,转折连接的主要破坏模式包括轴对称塑性破坏(图3a)以及环梁的非对称平面外弹性或塑性屈曲(图3b)。国际上对钢筒仓转折连接的屈曲及破坏强度进行了大量的理论研究(如文献[1~4]),并建立了基于理论的设计建议。文献[5]全面总结了1992年前该方面的研究成果,文献[6]则回顾了钢壳结构中各类连接的近期研究进展,其中也包括了钢筒仓转折连接的内容。

然而,对钢筒仓转折连接的理论研究往往忽略了初始几何缺陷、残余应力以及储存散料的刚度等因素

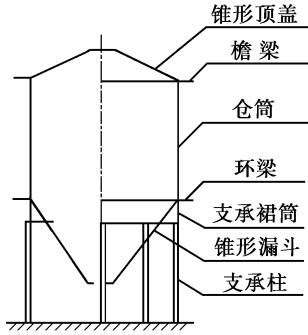


图 1 高架式钢筒仓

Fig. 1 Elevated steel silo

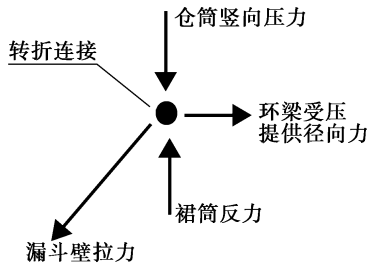


图 2 转折连接静态平衡

Fig. 2 Static equilibrium at transition junction

的影响，而对这些因素进行评估的理想途径应该是试验。但由于这类薄壳连接的模型试验具有相当的难度，对钢筒仓转折连接的试验研究尚属空白。为弥补这一不足，香港理工大学近期在香港研究资助局的资助下进行了一项大型的试验研究项目。首先建立了一套用于薄壳结构屈曲试验的试验装置，然后针对三类典型的连接形式：内压下的圆锥—圆柱筒连接、散料荷载下的漏斗—仓筒—裙筒连接及散料荷载下的漏斗—仓筒—裙筒—环梁连接进行了三个系列的试验。本文对该项目所建立的试验装置及主要试验结果做一总结。

表 1 总体试验方案及试验模型的名义尺寸

Table 1 Overall experimental program and nominal geometries of experimental models

试验系列	试件	$R$ (mm)	$\alpha$ (degree)	$l_{cylinder}$ (mm)	$l_{skirt}$ (mm)	$t_{cylinder}$ (mm)	$t_{cone}$ (mm)	$t_{skirt}$ (mm)	$B \times T$ (mm $\times$ mm)
锥—筒连接	CC-1	500	40	220	/	1	1	/	/
	CC-2	500	40	250	/	2	1	/	/
	CC-3	500	40	250	/	2	2	/	/
	CC-4	500	40	220	/	1	1	/	20 $\times$ 1
漏斗—仓筒—裙筒连接	CCS-1	500	40	300	200	1	1	1	/
	CCS-2	500	40	300	200	1	1	2	/
	CCS-3	500	40	300	200	1	1	2	/
	CCS-4	500	40	300	200	2	2	2	/
漏斗—仓筒—裙筒—环梁连接	CCSR-1	500	40	300	200	1	1	1	20 $\times$ 1
	CCSR-2	500	40	300	200	1	1	2	30 $\times$ 1
	CCSR-3	500	40	300	200	1	1	2	20 $\times$ 2
	CCSR-4	500	40	300	200	1	1	2	40 $\times$ 1
	CCSR-5	500	40	300	200	1	1	2	30 $\times$ 2

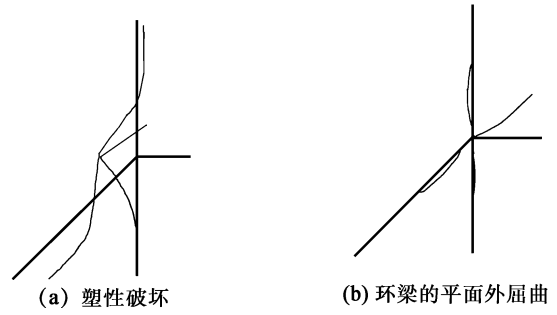


图 3 转折连接的破坏模式

Fig. 3 Failure modes of transition junctions

## 2 总体试验方案

如表 1 所示，本研究包括三个系列的试验：(1) 内压作用下的圆锥—圆柱筒连接 (Cone-Cylinder Junctions)，以下简称锥—筒连接，即 CC 系列；(2) 散料荷载下的漏斗—仓筒—裙筒连接 (Cone-Cylinder-Skirt Junctions)，即 CCS 系列；(3) 散料荷载下的漏斗—仓筒—裙筒—环梁连接 (Cone-Cylinder-Skirt-Ring Junctions)，即 CCSR 系列。应该说明，T 形环梁及角钢形环梁在实际工程中也很常见，但作为转折连接试验研究的首次尝试，本研究仅考虑环板形环梁。

应注意到内压下的锥—筒连接 (即 CC 系列) 并不是筒仓转折连接的模型，但由于其受力简单明确，不存在散料荷载所难以避免的不确定性，故其试验结果可为钢壳连接数值模型的建立提供依据。同时，这类连接的屈曲问题对压力容器及管道结构的设计具有重要意义。文献 [7~9] 从理论上对这类连接的破坏与屈曲强度进行了系统研究并提出了简化设计公式，但没有考虑初始缺陷的影响。

表 1 给出了各试验模型的名义尺寸, 其中,  $R$  为仓筒的中面半径,  $\alpha$  为圆锥的半顶角,  $l_{cylinder}$  和  $l_{skirt}$  分别为仓筒和裙筒的长度,  $t_{cylinder}$ 、 $t_{cone}$  和  $t_{skirt}$  分别为仓筒、圆锥和裙筒的壁厚,  $B$  和  $T$  分别为环梁的宽度和厚度。在 CCS 系列的四个试件中, 模型 CCS-2 和 CCS-3 的名义尺寸完全相同, 这是为了检验试验结果的可重复性, 因为壳体的屈曲问题与散料荷载均表现出一定程度的随机性。试验模型设计时采用了用于旋转壳体非线性、非对称弹塑性屈曲分析的有限元程序 NEPAS<sup>[10]</sup>, 所有试件的设计破坏荷载均小于加载装置的承载能力。但由于试件设计时采用的数值模型忽略了后屈曲承载能力、散料刚度、焊接对钢材屈服强度的提高等有利因素的影响, 试件的实际破坏强度远大于 NEPAS 求得的屈曲荷载。实际试验中, 模型 CCS-4 在试验装置的最大加载能力下仍没有破坏。

### 3 试验模型的制作

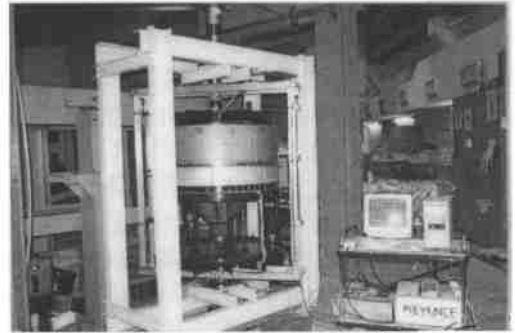
高质量试验模型的制作是壳体结构屈曲试验的重要环节。本研究所有试验模型的直径均为 1m。这样的试件尺寸既可避免大型模型室内试验的各种不便, 又可避免模型过小导致制作上的困难; 同时, 利用常用的 1mm 或 2mm 厚的钢板即可得到与实际结构一致的径厚比 (壳体半径与壁厚之比  $R/t$ )。试验模型的制作采用了模拟实际钢壳结构的试验通常采用的方法, 即首先将钢板卷成合适的曲面形状, 然后通过焊缝连接成整体。试件制作时采用了仔细的加工技术以保证试验模型的高质量。钢板的裁剪采用了等离子切割机, 卷板采用三辊轴的卷板机, 钢板的焊接则采用 TRANSTIG 16Pi 带脉冲的 TIG (Tungsten Inert Gas, 钨惰性气体保护) 焊机。这类焊机可控制并有效减少热量的输出, 从而减少由于热量的大量累积引起的焊接变形。试验模型的具体制作过程可参见文献 [11]。

### 4 试验装置

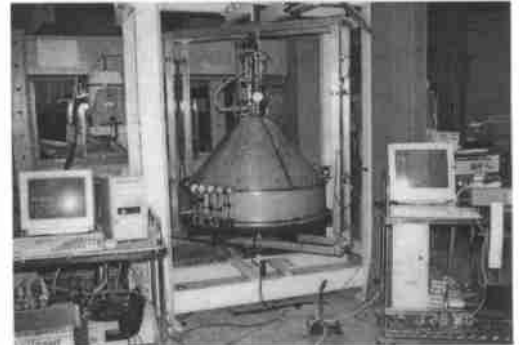
#### 4.1 加载方法

图 4 所示为试验装置的整体布置。该装置是针对钢壳结构、特别是钢筒仓转折连接的屈曲试验专门设计建造的。如图 4a 所示, 转折连接模型的裙筒置于一刚性圆环的凹槽内, 刚性圆环则通过 12 根竖向支撑与底板相连。裙筒放入凹槽后再以硅胶密封以保证试件的正确就位。为模拟筒仓中的实际散料荷载, 模型试件中装满沙子; 由于沙子本身的自重并不足以使试件破坏, 再由液压千斤顶通过置于沙子顶部的刚性

加载板进行加载。当然沙子并不能完全代表其它种类的散料, 但它可用于研究模型筒仓在实际散料荷载下的结构响应并建立合理的理论计算模型。若筒仓中所储存的是其它类型的散料, 只要散料的材料特性得以确定, 就可利用理论模型去分析实际的筒仓结构。这里所采用的加载方法的优点在于无需建造很高的模型筒仓即可在转折连接处产生与实际筒仓相近的压力分布; 此外, 由锥形漏斗承担的荷载可得以准确确定, 因为作用于筒仓的总荷载中由仓筒摩擦力承担的部分很小且容易确定。对内压下的锥-筒连接试验, 则不需使用加载架, 试件注满水后再通过水泵加压即可 (图 4b)。



(a) 散料荷载下的钢筒仓转折连接



(b) 内压下的锥-筒连接

图 4 试验装置

Fig 4 Experimental set-up

#### 4.2 几何缺陷与变形的测量

壳体结构的屈曲通常对几何初始缺陷非常敏感, 因此对初始缺陷的精确测量是高质量壳体屈曲试验的必要环节。此外, 对壳体变形的测量也十分必要, 所提供的结构屈曲/破坏模态可为理论计算结果的验证与比较提供依据。本试验装置的测量系统采用了可提供快速、无接触、高精度测量的激光测距仪实现对初始缺陷及结构变形的测量。所选用的 KEYENCE LC-2450 型激光测距仪精度高达 0.5 $\mu$ m, 反应时间则仅为 0.0001s。激光感应头固定于可提供直线运动的螺杆, 螺杆则固定于可绕试件转动的测量架。该系统中, 激光感应头可绕试件转动并上下移动, 从而实现对试件

的三维量测。为产生测量的参考面，特别用厚钢板精密加工了一个外径 1m 的钢圆柱筒作为测量的标定。激光头转动及直线运动的驱动均通过由电脑控制的步进马达实现，电脑还同时记录所有的测量结果。试验装置的详细描述可参见文献 [11]。

## 5 试验模型的几何缺陷

在每一试件的试验前，均对试件进行非常仔细的三维测量以确定其几何初始缺陷。实测数据在经过“理想”圆柱筒测量结果的校正后<sup>[11]</sup>，可通过傅立叶分解分析模型缺陷的主要特征。由于模型的实测初始形状将直接引入下一步的有限元分析，测量网格即根据有限元网格的要求确定。应该指出，对筒仓转折连接模型，由于锥形漏斗位于裙筒及竖向支撑之后，本测量系统无法量测其初始缺陷。但这并不影响整体试验结果，因为处于受拉状态的漏斗通常并不是屈曲破坏中的关键构件。

图 5 所示为模型 CCSR-1 的实测初始形状。由于制作这类带环梁的转折连接时，转折连接处需要三道周向焊缝，该处存在明显的近似轴对称分布的焊接凹陷。在两道竖向接缝处则存在较明显的局部隆起。此外，在转折连接点附近的区域还存在沿周向分布的、幅值较小的短波长初始缺陷，而离转折连接点较远处的缺陷则波长较长、幅值也较大。筒仓转折连接的其余试验模型均存在类似的缺陷形式。

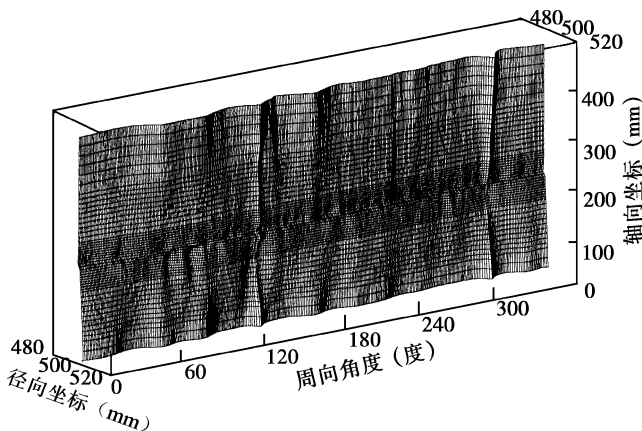


图 5 模型 CCSR-1 的初始形状

Fig. 5 Initial shape of model CCSR-1

## 6 主要试验结果

本次试验研究得到了大量的试验结果，特别是激光测距仪记录了几何初始缺陷以及选定截面上变形发展的大量数据。这些结果对试验的有限元模拟及通过

傅立叶分解确定屈曲变形的主要模态十分重要。限于篇幅，本文仅给出部分主要试验结果，着重强调结构的总体受力特性。详细的试验结果及与有限元模拟结果的比较可参见文献 [12]。

### 6.1 钢板材料特性

本次研究的所有试验模型均由厚度为 1mm 及 2mm 的两种钢板制作而成 (表 1)。用于三个系列模型的钢板分别取自两批不同的材料，其中 CC 系列及 CCSR 系列的模型采用了同一批材料。对两批材料中的不同厚度钢板，都通过拉伸试验确定其材料特性。拉伸试验结果表明材料基本呈理想弹塑性性能，各组钢板的弹性模量及屈服应力的试验平均值见表 2。应当说明表中数据并没有反映卷板及焊接对钢板材料性能的影响。进一步的拉伸试验结果则表明<sup>[12]</sup>，卷板对弹性模量及屈服应力都几乎没有什么影响，而焊接对弹性模量的影响很小，却显著提高焊缝附近钢材的屈服应力。

表 2 钢板材料特性

Table 2 Material properties of steel plates

试验系列	厚度 (mm)	弹性模量 (MPa)	屈服应力 (MPa)
CCS 系列	1	$1.96 \times 10^5$	214
	2	$2.26 \times 10^5$	245
CC 及 CCSR 系列	1	$2.04 \times 10^5$	253
	2	$1.99 \times 10^5$	165

### 6.2 内压下的锥-筒连接

内压作用下的锥-筒连接包括四个试验模型，其中模型 CC-4 在圆锥与圆柱壳的交接处设了一道环梁 (表 1)。本文仅给出三个无环梁模型 (CC-1 ~ CC-3) 的试验结果。各试件在接近锥筒交接处的锥体部分一选定圆周上沿周向布置若干应变片，图 6 给出了实测应变随内压增大的变化曲线。这里没有给出应变片的具体周向位置，因为其读数仅用以说明应变随结构非对称变形的发展而出现的发散。如图 6 所示，在加载的初始阶段，不同测点上的应变值非常接近，表明此时结构以轴对称变形为主。当压力达到一定值，不同测点上的应变值开始发散，应变的发散表明结构开始出现非对称变形。随着压力的进一步增大，可凭肉眼清楚地观察到以周向焊缝为中心出现沿周向分布的、波长基本均匀的短波长屈曲波形。这些波形随着内压的增大继续发展，直至一处或多处的焊缝连接处出现撕裂或严重渗漏，从而导致试件内压力的释放，也意味着试验的结束。三个试件的主要焊缝破坏均出现在圆锥与圆柱壳的周向焊缝处。其中，模型 CC-1 的破坏是由于周向焊缝的突然撕裂而颇具爆炸性，而另两个模型 CC-2 与 CC-3 的破坏则没有那么激烈，只是由于焊缝处渗漏的不断发展使试件内部无法保持

高内压。图7给出了三个模型破坏后的照片，周向焊缝附近的短波长屈曲波形清晰可见。

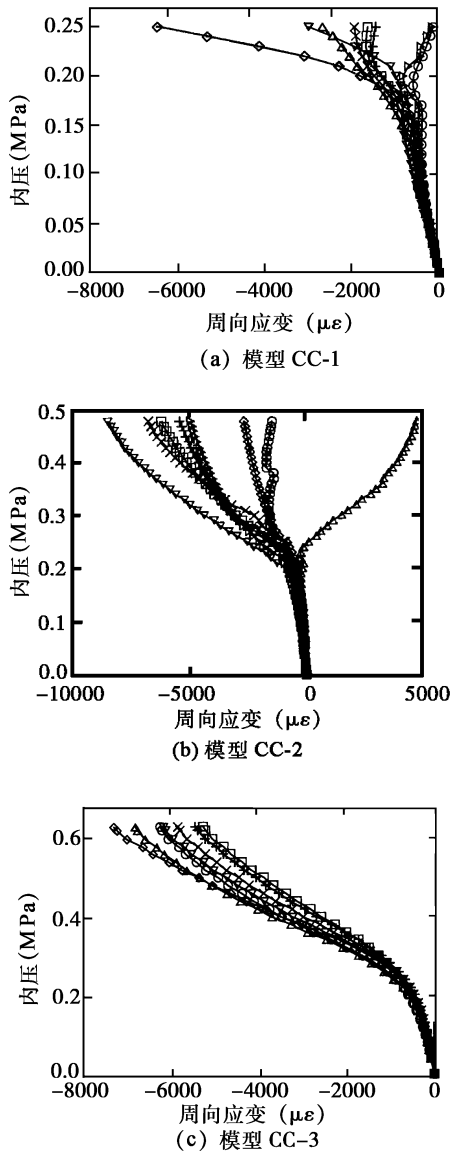


图6 锥-筒连接试验模型 (CC 系列) 的压力-应变曲线

Fig 6 Pressure-strain curves for cone-cylinder junctions

对模型 CC-1 和 CC-2, 应变值出现明显发散时的压力即可视为试验屈曲荷载 (图 6a, 6b), 当然这样确定的屈曲荷载并不精确。而对模型 CC-3, 应变值的发散更是一个渐变的过程 (图 6c), 屈曲荷载的确定更为困难。本研究并不试图准确确定模型的试验屈曲荷载, 但文献 [12] 结果表明, 由 NEPAS 程序求得的基于理想几何形状的理论屈曲荷载与试验中应变值出现明显发散的荷载范围吻合良好。此外, 试验结果表明屈曲波形的出现并不引起结构承载能力的下降, 即结构的后屈曲性能是稳定的。但不能由此而忽略屈曲现象的重要性, 因为短波长波形的屈曲后发展会导致周向焊缝附近的大应变, 从而引起焊缝的撕

裂破坏。从这个角度讲, 把屈曲强度作为结构的强度指标是安全、合理的。

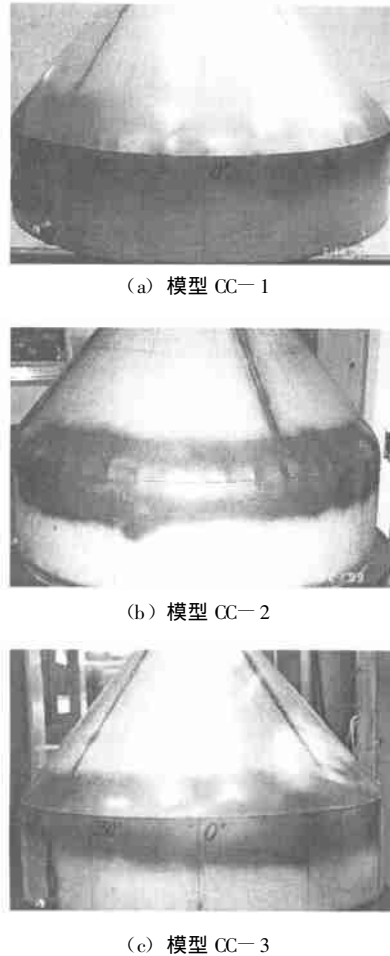


图7 屈曲后的锥-筒连接模型

Fig 7 Postbuckled model cone-cylinder junctions

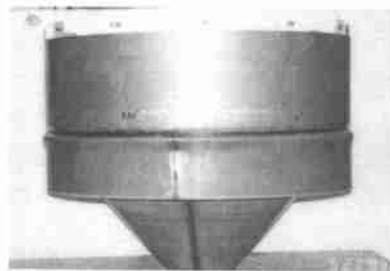
### 6.3 散料荷载下的漏斗-仓筒-裙筒连接

对无环梁的钢筒仓转折连接, 即漏斗-仓筒-裙筒连接, 目前理论及试验研究均属空白, 因此本研究进行的 CCS 系列试验为对这类连接的首次研究。这里简单给出模型 CCS-1 及 CCS-2 的试验结果, 它们代表了两种不同的破坏模式。图 8a 所示为模型 CCS-1 破坏后的照片。在该模型的加载过程中, 结构的变形在初始阶段随荷载线性增大, 且主要表现为轴对称变形。当试件上的总荷载 (包括沙子与加载板的自重) 达到约 120kN 时, 在周向焊缝附近, 包括仓筒底部及裙筒顶部, 均可观察到沿周向分布的短波长屈曲波形。这些波形的出现与发展并没有导致结构承载能力的下降。由于稳定的结构后屈曲性能以及转折连接点附近存在着与屈曲波形形状相似的初始缺陷, 对应于屈曲波形出现的荷载水平很难准确确定。当荷载达到 192kN 时, 裙筒突然失稳 (图 8a), 转折连接达到承载极限。图 8b 为模型 CCS-2 破坏后的照片。该模型的试验过程中, 当总荷载加至 260kN 左右时, 在仓筒

底部观察到短波长的屈曲波形，随后结构同样表现出稳定的后屈曲反应。最后当荷载达到 387kN 时，模型出现塑性破坏，转折连接点附近的大部分区域出现沿周向近似均匀分布的塑性变形（图 8b）。



(a) 模型 CCS-1



(b) 模型 CCS-2

图 8 最终破坏后的漏斗—仓筒—裙筒连接模型

Fig. 8 Model cone-cylinder-skirt junctions after final failure

本系列试验结果首次表明，即使对无环梁的钢筒仓转折连接，非对称屈曲仍可能发生，并伴随着稳定的后屈曲变形路径。随着转折连接点附近屈曲后变形的发展，连接的最终破坏均出现在裙筒：裙筒较薄时出现屈曲，而裙筒足够厚时则在出现很大的塑性变形后破坏。应该说明的是，对于这类连接，应变及位移测量结果均不能为试验屈曲荷载的合理确定提供依据，因此肉眼观察到屈曲波形出现时的荷载水平或可作为屈曲荷载的合理选择。

#### 6.4 散料荷载下的漏斗—仓筒—裙筒—环梁连接

在模型 CCSR-1 的加载过程中，结构的变形在初始阶段近似轴对称且随荷载线性增加；总荷载约 170kN 时，可凭肉眼观察到环梁上出现了一些短波长的屈曲波形；总荷载加至 230kN 时，模型由于裙筒的失稳而突然破坏（图 9a）。本系列试验的其余四个模型都没有再出现裙筒的失稳，加载过程也非常类似。在加载的初始阶段，结构表现出线性、轴对称为主的变形。随着荷载的增加，非对称变形得到发展，环梁上可由肉眼观察到分布比较均匀的短波长波形，仓筒底部也可观察到波长相近、但幅值较小的波形。这些波形的发展没有导致结构承载能力的降低，也就是说，结构呈现出稳定的后屈曲性能。在加载的最后阶段，转折连接点附近出现近似轴对称的向内的变形。

结构的最终破坏是由于塑性破坏机构的出现，转折连接点附近的大部分区域产生沿周向近似均匀分布的塑性变形。图 9b 所示为破坏后的模型 CCSR-2。其余三个模型的破坏模式非常类似，限于篇幅这里不再给出。该系列所有模型的破坏荷载列于表 3。



(a) 模型 CCSR-1



(b) 模型 CCSR-2

图 9 最终破坏后的漏斗—仓筒—裙筒—环梁连接模型

Fig. 9 Model cone-cylinder-skirt-ring junctions after final failure

表 3 CCSR 系列模型破坏荷载与屈曲荷载的试验值

Table 3 Experimental collapse and buckling loads for CCSR models

试件	破坏荷载 (kN)	屈曲荷载 (kN)	屈曲波数
CCSR-1	230	160	35
CCSR-2	410	250	31
CCSR-3	434	340	20
CCSR-4	442	160	29
CCSR-5	477	325	27

对带环梁的转折连接，环梁通常是屈曲过程中的关键构件。在 CCSR 系列的试验过程中，激光测距仪对环梁的一选定截面在每一加载步的变形均进行了测量，以记录环梁变形的发展。图 10 所示即为模型 CCSR-2 的实测结果，图中虚线代表环梁的初始形状。图中可见环梁变形随着荷载的增加逐渐发展，且绝大多数的短波长屈曲波形是在初始缺陷的基础上发展起来的。

如前所述，环梁的屈曲伴随着稳定的结构后屈曲响应，因此试验模型的屈曲荷载不易确定。研究表明，利用环梁的位移（变形发展）测量结果可以比利用其应变测量结果更好地确定屈曲荷载。首先对环梁缺陷及变形的测量结果进行傅立叶分解，这是用于分

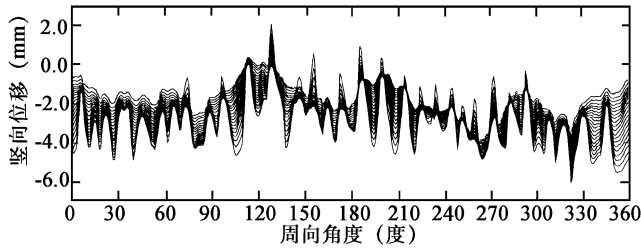


图 10 环梁的变形发展 (模型 CCSR-2)

Fig 10 Development of deformations on the ring (Model CCSR-2)

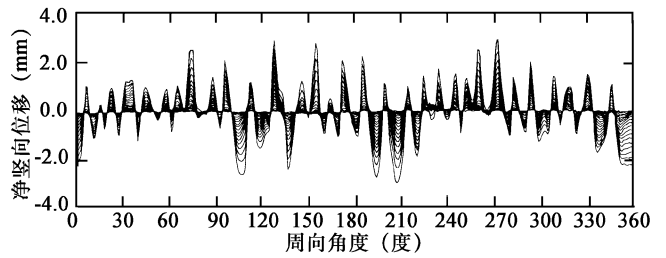


图 12 扣除初始缺陷及 0、1 阶模态后环梁的净变形发展 (模型 CCSR-2)

Fig 12 Development for net deformations on the ring with imperfections and harmonic modes 0 and 1 excluded (Model CCSR-2)

析几何缺陷及屈曲变形的的主要模态及其相互关系的一种有效方法。图 11 所示为模型 CCSR-2 在若干荷载水平下的傅立叶分解结果，纵坐标的傅立叶系数， $A_n = \sqrt{a_n^2 + b_n^2}$ ，其中  $a_n$ 、 $b_n$  分别为傅立叶级数的余弦及正弦项系数， $n$  则为谐波数。由图 11 可见，环梁的初始形状主要由低阶谐波项控制，这说明环梁的初始缺陷主要表现为整体的不平整。然而，这些低阶谐波项系数随荷载的增加变化不大，对应于 2、4、5、6 等阶谐波的傅立叶系数甚至随着荷载的增加而减小；相反，对应于 20、25、30 等阶谐波的系数则随荷载的增加而迅速增大，这些谐波项即可认为是构成环梁屈曲变形形状的主要模态。其余四个 CCSR 模型的傅立叶分析结果均表现出类似的性质，限于篇幅本文不再给出。

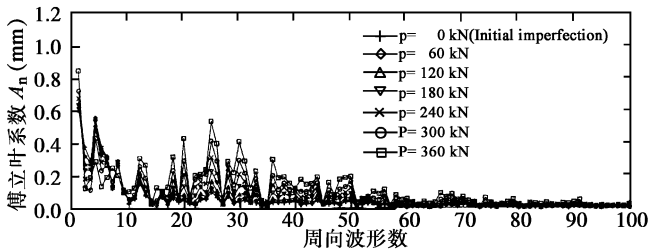


图 11 环梁缺陷与变形的傅立叶分解结果 (模型 CCSR-2)

Fig 11 Fourier decomposition results for imperfections and deformations on the ring (Model CCSR-2)

在环梁的总变形中扣除初始缺陷，即可得到仅由荷载引起的净变形，模型 CCSR-2 的结果如图 12 所示。由于低阶谐波模态对环梁非对称变形的发展影响很小，图 12 中已去掉了对应于 0 及 1 阶谐波的模态。图中可以清楚地看到短波长波形随荷载的发展过程，屈曲波形数也可直接从图中数出来。利用该方法得到的各模型屈曲波数列于表 3。这些屈曲波数总体上与傅立叶分解结果吻合良好。

对试验模型的非线性有限元分析表明，当初始缺陷很小时，环梁上一屈曲半波内各节点的荷载一位移曲线在初始阶段非常一致，随后出现发散，同时在理想结构的分枝屈曲荷载附近曲线出现斜率的突然改

变。当然，由于初始缺陷的存在，试验模型中环梁的荷载一位移曲线通常并不表现出这样的性质。但实际上一个屈曲半波仅占整个环梁的一小部分，如果能够在环梁上找到接近于理想的一小段，则利用该部分的变形发展可以较为准确地确定环梁的屈曲荷载。为了找到这样的屈曲半波，我们画出了每个试验模型的每一个半波内各测点的荷载一位移曲线进行分析，图 13 给出了模型 CCSR-2 和 CCSR-4 环梁上一个典型屈曲半波内的荷载一位移曲线。对于模型 CCSR-4，这些曲线开始相互一致，随后出现了突然的斜率改变，有些曲线甚至出现了反向的斜率，相应于位移突然明显发散的荷载值即为试验屈曲荷载 (图 13b)。而对 CCSR-2，荷载一位移曲线表现出不同的性质。不同测点上的位移在开始阶段比较接近，但随着荷载的增加逐渐发散，因此无法找到相应于曲线突然发散或曲线斜率突然改变的荷载水平。这种情况下，首先找出斜率变化最为明显的荷载一位移曲线，该曲线的初始坡度与其后屈曲部分的切线的交点荷载值可作为屈曲荷载 (图 13a)。这一方法与同样具稳定后屈曲性能的板的试验屈曲荷载的确定有一定的类似性<sup>[13]</sup>。由以上方法确定的 CCSR 系列模型的试验屈曲荷载列于表 3，相信这些荷载较好地反映了相应的理想连接 (即无初始缺陷连接) 的屈曲荷载。但应该说明的是，模型 CCSR-1 在裙筒失稳前环梁尚处于初始后屈曲阶段，缺少环梁后屈曲变形发展的足够数据，因此用类似图 13a 的方法所确定的屈曲荷载并不可靠。此外，从表 3 还可发现各模型的屈曲荷载明显低于最终破坏荷载，这表明结构在发生屈曲后尚有相当的强度储备。如果结构非对称屈曲与轴对称塑性破坏之间的相互关系能够得到进一步的了解和明确，则可利用这一强度储备使钢筒仓结构的设计更加经济。

### 7 结 语

本文简要总结了作者针对钢筒仓及钢容器结构中



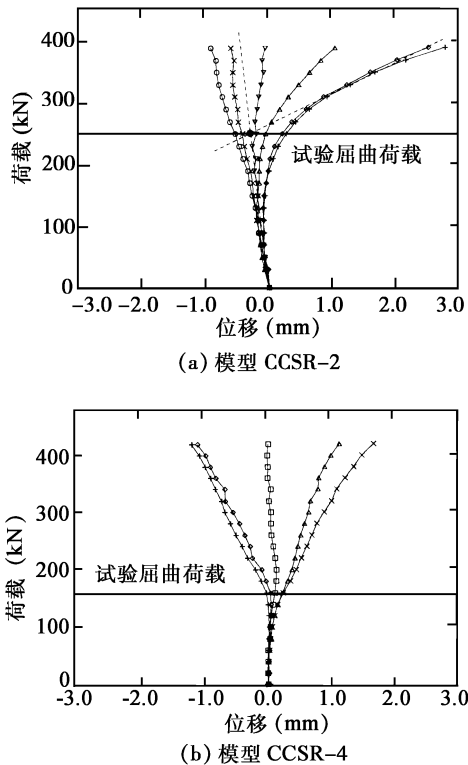


图 13 用于确定屈曲荷载的荷载—位移曲线

Fig. 13 Load-displacement curves for the determination of buckling loads

壳体连接的稳定与强度问题近期在香港理工大学进行的一项大型试验研究项目。所建立的一整套复杂的试验装置不仅可用于本文介绍的三类壳体连接,还可用于其它各类壳体结构的屈曲试验。文中给出了三类壳体连接的主要试验结果。

试验结果表明,无论是内压下的锥筒连接、还是散料荷载下的钢筒仓转折连接,结构的非对称屈曲模式总是伴随着稳定的后屈曲响应,因此屈曲并不意味着结构丧失承载能力。但是短波长屈曲波形的屈曲后发展有着严重的后果:对锥—筒连接,屈曲波形的发展会引起周向焊缝处的大应变,进而导致最终的焊缝撕裂;对钢筒仓转折连接,屈曲波形的发展会导致裙筒失稳强度或连接破坏强度的降低。试验结果同时表明,屈曲荷载通常可作为结构安全、合理的强度指标。而如果能将结构的屈曲后强度储备定量化并加以利用,钢筒仓结构的设计将更为经济合理。

试验结果不仅有助于深入了解各类连接的结构行为,同时也为建立这些连接的有限元分析模型提供了必要的数据库。限于篇幅,本文不涉及试验模型的数值模拟工作,这部分内容可参见文献 [12]。

赵 阳 博士,副教授,主要研究方向为空间结构与壳体结构。通讯地址:310027 杭州玉泉浙江大学建筑工程学院空间结构研究中心

滕锦光 博士,教授,主要研究方向包括:(1) FRP 在土木工程中的应用;(2) 钢结构;(3) 空间结构。通讯地址:香港九龙香港理工大学土木与结构工程系

## 参 考 文 献

- [ 1 ] Junikis P T, Rotter J M. Buckling of simple ringbeams for bins and tanks [ A ]. Proceedings of International Conference on Bulk Materials Storage, Handling and Transportation [ C ], Institution of Engineers, Australia, Newcastle, 1983, 323 ~ 328
- [ 2 ] Greiner R. Elastic plastic buckling at cone cylinder junctions of silos [ A ]. Buckling of Shell Structures on Land, in the Sea and in the Air [ C ], Ed. J. F. Jullien, Elsevier, London, 1991, 304 ~ 312
- [ 3 ] Teng J G, Rotter J M. The collapse behavior and strength of steel silo junctions-Part I: Collapse mechanics and Part II: Parametric study [ J ]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 1991, 117 ( 12 ), 3587 ~ 3622
- [ 4 ] Teng J G. Plastic buckling approximation for transition ringbeams in steel silos [ J ]. Journal of Structural Engineering, ASCE, 1997, 123 ( 12 ), 1622 ~ 1630
- [ 5 ] Teng J G, Rotter J M. Recent research on the behavior and design of steel silo hoppers and transition junctions [ J ]. Journal of Constructional Steel Research, 1992, 23, 313 ~ 343
- [ 6 ] Teng J G. Intersections in steel shell structures [ J ]. Progress in Structural Engineering and Materials, 2000, 2 ( 4 ), 459 ~ 471
- [ 7 ] Teng J G. Cone-cylinder intersection under pressure: axisymmetric failure [ J ]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 1994, 120 ( 9 ), 1896 ~ 1912
- [ 8 ] Teng J G. Cone-cylinder intersection under internal pressure: non-symmetric buckling [ J ]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 1995, 121 ( 12 ), 1298 ~ 1305
- [ 9 ] Teng J G. Elastic buckling of cone-cylinder intersection under localized circumferential compression [ J ]. Engineering Structures, 1996, 18 ( 1 ), 41 ~ 48
- [ 10 ] Teng J G, Rotter J M. Non-symmetric bifurcation of geometrically nonlinear elastic-plastic axisymmetric shells subject to combined loads including torsion [ J ]. Computers and Structures, 1989, 32, 453 ~ 477
- [ 11 ] Teng J G, Zhao Y, Lam L. Techniques for buckling experiments on steel silo transition junctions [ J ]. Thin-Walled Structures, 2001, 39 ( 8 ), 685 ~ 707
- [ 12 ] Zhao Y, Teng J G. Buckling experiments on cone-cylinder intersections under internal pressure [ J ]. Journal of Engineering Mechanics, ASCE, 2001, 127 ( 12 ), 1231 ~ 1239
- [ 13 ] Singer J, Arbocz J, Weller T. Buckling experiments; experimental methods in buckling of thin-walled structures [ M ]. John Wiley & Sons, Chichester, England, 1998