

文章编号:1673-2383(2019)01-0103-05
网络出版网址:http://kns.cnki.net/kcms/detail/41.1378.N.20190130.1455.038.html
网络出版时间:2019-1-30 14:55:22

钢筋混凝土立筒仓卸料过程侧压力模拟

丁永刚,周 秀,许启铨,郭呈周
(河南工业大学 土木建筑学院,河南 郑州 450001)

摘要:通过有限单元法对钢筋混凝土筒仓的静态及动态流动问题进行模拟,研究筒仓物料的本构关系,分析散料与筒仓壁的接触作用,并采用自适应网格划分,解决出现的大位移变形和网格扭曲畸变问题。模型采用三维实体单元构建,对散料采用 Drucker-Prager 准则本构关系,突破以往轴对称刚体模型的缺陷。考虑漏斗对侧压力的影响,将筒壁与漏斗整体模拟,得到静态模拟以及动态卸料的水平侧压力、卸料过程中最大应力,并将模拟结果与中国规范、欧洲规范进行比较,结果表明静态模拟与中国规范契合较好,漏斗处侧压力分布复杂,其卸料侧压力是静态侧压力的 1.55~1.89 倍。

关键词:有限元;立筒仓;卸料;侧压力

中图分类号:TS210 **文献标志码:**B

0 引言

筒仓在粮食、冶金、煤炭等行业应用广泛,侧压力是筒仓结构设计的关键因素。目前的研究集中关注筒壁侧压力的分布,对漏斗处侧压力的分布规律则未进行深入研究。研究筒仓卸料性能主要采用试验和数值模拟相结合的方法^[1-2],作者结合文献[3-4]中的振动台试验模型进行研究,对筒仓动态卸料开展进一步探索,通过通用模拟软件 Abaqus 进行筒仓静态及动态研究,将静态结果与试验结果相比较,进行动态卸料三维有限元模拟,得到动态超压系数的分布规律,并将静态与动态卸料模拟值与规范进行比较,为筒仓卸料结构设计提供依据。

1 本构关系

1.1 散料本构关系

通常情况对散料本构关系的描述仅考虑散料的弹性行为是不准确的^[5]。本文散料采用 Drucker-

Prager 屈服准则模型进行模拟,可克服散料模拟常用 Mohr-Coulomb 准则计算塑性应力时的奇异现象,简化计算过程^[6]。先给出 Mohr-Coulomb 准则下弹性转化得到的模型适用的塑性物料参数。弹性物物料参数,再经过 Drucker-Prager 准则的物料参数见表 1。

表1 砂子弹性物料模型参数	
Table 1 Sand elastic material model parameters	
材料参数	取值
密度 $\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	1 740
内摩擦角 $\phi/(^{\circ})$	30
对仓壁的摩擦系数 μ	0.4
弹性模量 $E/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-2})$	0.2
膨胀角 $\psi/(^{\circ})$	0
泊松比 ν	0.4

线性的 Drucker-Prager 模型屈服函数为:

$$F=t-p\tan \beta-d=0. \tag{1}$$

考虑 DP 模型时,经典 Mohr-Coulomb 准则中的凝聚力 c 与内摩擦角 ϕ 的关系与 Drucker-Prager 判据的参数 d 和 β 关系是:

(1) 按照二维问题

相关流动:

$$\phi=\psi, \tag{2}$$
$$\tan \beta=\frac{\sqrt{3} \sin \phi}{\sqrt{1+1/3 \sin ^2 \phi}}, \tag{3}$$

收稿日期:2018-03-22
基金项目:国家粮食公益性行业科研专项(201513001-03);河南工业大学青年骨干教师培育计划资助项目(21420004)
作者简介:丁永刚(1978—),男,河南荥阳人,教授,研究方向为储仓结构及新型结构体系。

$$\frac{d}{c} = \frac{\sqrt{3} \cos \phi}{\sqrt{1+1/3 \sin^2 \phi}} \quad (4)$$

非相关流动:

$$\psi=0, \quad (5)$$

$$\tan \beta = \sqrt{3} \sin \phi, \quad (6)$$

$$\frac{d}{c} = \sqrt{3} \cos \phi. \quad (7)$$

其中,单轴受压时, $d = \left(1 - \frac{1}{3} \tan \beta\right) \sigma_c$;当单轴受拉时, $d = \left(\frac{1}{k} - \frac{1}{3} \tan \beta\right) \sigma_t$;当单轴受剪时,可用这两个公式的任意一个。

(2)按照三维问题

$$\tan \beta = \frac{6 \sin \phi}{3 - \cos \phi}, \quad (8)$$

$$K = \frac{3 + \sin \phi}{3 - \sin \phi}, \quad (9)$$

$$\sigma_c = 2c \frac{\cos \phi}{1 - \sin \phi}, \quad (10)$$

式中: ϕ 为 M-C 的内摩擦角; K 为流应力比, $0.778 \leq K \leq 1$,这也意味着 $\phi \leq 22^\circ$,砂子内摩擦角大于 22° ,这时选择 $K=0.778$; c 为黏聚力;非相关流动散料基本没有黏聚性,但为了避免数值奇异采用一个较小的常数^[4]; β 为 D-P 的内摩擦角,文中模型是三维模型,按照公式(8)~(10)计算; σ_c 为单轴受压屈服应力; ψ 为膨胀角,散料的 ψ 为 0,具有不可压缩的非线性应变。本文考虑的模型为三维模型非相关流动。

1.2 混凝土本构关系

筒壁支承立筒仓仓壁材料为微粒混凝土,DP 模型材料参数见表 2。仓壁模型参数见表 3。

表 2 DP 模型材料参数

Table 2 DP model material parameters

材料参数	砂子
流应力比 K	0.778
黏聚力 c/kPa	1
D-P 的内摩擦角 $\beta/(\circ)$	54.57
单轴受压屈服应力 σ_c/kPa	3.3

表 3 仓壁模型参数

Table 3 Silo wall model parameters

材料参数	取值
弹性模量 $E/(\text{N} \cdot \text{mm}^{-2})$	7.5×10^3
泊松比 ν	0.2
密度 $\rho/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	2×10^3

2 有限元模拟分析

2.1 模型概述

本文模拟的筒仓是以文献[3-4]中制作的筒承

式立筒仓结构 1/16 模型为原型,如图 1 所示。筒仓高度 2.19 m,筒壁高 1.69 m,环梁高 50 mm,下部支承 0.5 m,筒仓内径 0.75 m,仓壁厚度 14 mm,漏斗壁倾斜角 45° ,散料为砂子,仓壁采用微粒混凝土本构。模拟中仓壁使用壳单元,散料使用 Drucker-Prager 模型,实体单元。模型考虑散料的弹塑性变形、散料与仓壁的接触作用,改善以往模拟中混凝土轴对称 2D 模型刚性线作为仓壁的失真缺陷,结果贴合实际情况。

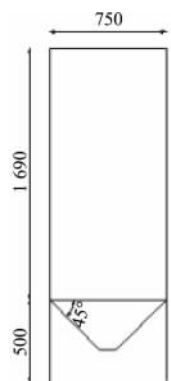


图 1 筒壁支承单仓模型

Fig.1 Model of wall supported single silo

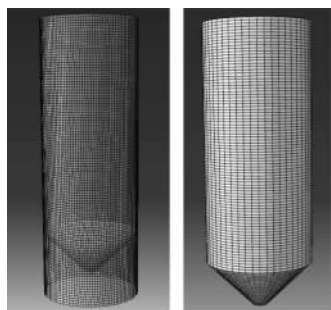
2.2 网格划分和自适应网格算法

仓壁的网格划分以四面体为主,S4R 单元。散料采用六面体进阶算法,C3D8R 单元。由于本模型采用实体接触,混凝土仓壁与散料采用面与面接触,接触计算较为复杂,产生的应力和散料晶粒网格畸变严重。对于模型需要满足的目标即控制单元网格的变形以及在 ABAQUS/Explicit 的大变形问题,选用自适应网格来解决,不改变原有网格的拓扑结构,采用纯拉格朗日方法(网格随材料移动),在分析步的求解过程中逐步改善网格的质量,使分析更高效。自重加载过程中,散料与仓壁的接触会造成应力增大,导致网格扭曲变形,计算过程被迫中断。在筒仓的卸料过程中会发生由于卸料速度快而在漏斗出口区域处发生物料单元挤入仓壁单元的变形,将漏斗处的物料进行自适应网格细化,可有效避免由于卸料过程应力过大导致的模型破坏。

仓壁和贮料网格划分见图 2。共划分 44 388 个网格,仓壁网格种子按 0.05 布置,物料网格按 0.02 布置,漏斗边缘局部加密。

2.3 散料与仓壁的接触模拟

接触模拟是高度非线性分析,散体物料与仓壁的刚度差异,使得接触参数和约束公式的设置对模拟结果影响较大。文中模型选择面与面接触,物料直接接触仓壁,选择运动接触及有限滑移,接



a 仓壁网格划分 b 贮料网格划分

图 2 有限元模型网格划分

Fig.2 Grid partitioning of finite element model

触属性中切向行为定义为罚,定义物料与仓壁的摩擦系数为 0.4。法向行为定义为硬接触,允许接触后分离,贴合真实的接触情况。

2.4 边界条件及分析步

仓体筒壁底部位移完全约束,散料约束竖向位移,采用动力显示分析以及非线性分析,分析步中设定自适应网格控制。

第一个分析步为 2 s 的自重线性加载阶段,散料底部约束竖向位移;第二个分析步为 0.5 s 的动态卸料阶段,卸料开始时释放粮食底部的竖向位移约束,模拟瞬间的卸料状态。

3 模拟结果与试验结果及规范对比分析

3.1 静力阶段

本仓属于深仓,对于筒壁部分,深仓静态侧压力采用 Janssen 理论。

$$p_h = \gamma p (1 - e^{-\mu k s / \rho}) / \mu, \quad (11)$$

式中: p_h 为物料顶面以下 s 处的物料作用于仓壁单位面积上的水平压力, kN/m^2 。

中国规范^[7]、欧洲规范^[8-9]侧压力系数分别按式(12)(13)计算。

$$k = \tan^2(45^\circ - \frac{\phi}{2}), \quad (12)$$

$$k = 1.1(1 - \sin \phi). \quad (13)$$

中国规范漏斗壁法向压力按式(14)计算,欧洲规范深锥斗^[7]按式(15)计算。

$$p_n = (\cos^2 \alpha + k \sin^2 \alpha) p_{vs}, \quad (14)$$

$$p_{nf} = F_t p_v, \quad (15)$$

$$\text{其中, } p_v = \left(\frac{\gamma/h_n}{n-1} \right) \left[\left(\frac{x}{h_n} \right) - \left(\frac{x}{h_n} \right)^n \right] + P_{v0} \left(\frac{x}{h_n} \right)^n;$$

$n = s(1-b)\mu \cot \beta$; $F_t = 1 - [b/(1 + \tan \beta \mu_h)]$; β 为锥斗顶端的半角; b 为经验系数,取 0.2。深仓竖向压力

p_v 取漏斗顶面值。

通过选择接触区域,历程输出接触应力,而后创建路径生成侧压力,为了更直观地分析侧压力规律,将自重加载模拟结果与静态试验结果、中国规范、欧洲规范计算值进行比较,如图 3 所示。

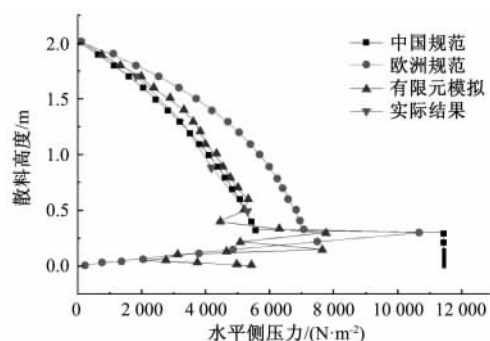


图 3 静态侧压力对比

Fig.3 Static lateral pressure comparison

有限元静态侧压力在竖直筒壁处随深度递增而增大,在筒壁下部略外凸,邻近筒壁与漏斗连接处侧压力突然减小后再增大,再随漏斗深度增大而减小,其中在漏斗中部和漏斗底部侧压力突然变大。

通过静态侧压力对比,可以看出筒壁部分模拟结果与试验结果拟合较好,相差仅为 4.7%~8.49%,由此可验证模拟的合理性。筒壁静态模拟与中国规范契合度较高,筒壁上半部分差值为 12%~15%,下半部分差值为 5.16%~8.57%,模拟结果与试验结果在筒壁上部略大于中国规范,下半部拟合吻合度高。筒壁静态模拟与欧洲规范相差较大,因为其侧压力系数的计算偏于安全,但基本趋势与 Janssen 理论相同。

漏斗部分筒仓规范计算值不随高度变化,而是根据漏斗顶部的竖向压力乘以放大系数得到一个定值,远大于模拟值。在筒壁与漏斗转折连接处稍下端即高度为 0.3 m 时欧洲规范计算值最大法向压力比有限元分析高出 28%,表明欧洲规范采取了较高的安全系数,此处的应力值均最大。漏斗底部模拟值回增。漏斗处侧压力变化相对于仓壁较为复杂,应加强薄弱位置处的设计。

3.2 动态卸料阶段

对于筒壁,中国规范按静态压力乘以动态修正系数来考虑,仓壁的水平压力修正系数如下:中国规范修正系数在筒壁高度前 1/3 呈线性增大,然后为定值 2,按式(16)(17)计算。

$$C_h = 1 - 3s/h_n, s \leq h_n/3, \quad (16)$$

$$C_h = 2, s > h_n/3 \quad (17)$$

欧洲规范中仓壁的水平压力修正系数按(18)(19)计算。

$$P_{he} = C_h P_{hf}, \quad (18)$$

评估等级为 1 的细长筒仓:

$$C_h = 1.15 + 1.5(1 + 0.4e/dc)C_{op}, \quad (19)$$

式中: C_{op} 为散料的局部荷载参考系数, 中心卸料偏心距为 0。

对于漏斗, 中国规范钢筋混凝土仓底板竖向压力修正系数为 1, 与静态相同。欧洲规范按公式(20)~(23)计算,

$$P_{ne} = F_e P_v, \quad (20)$$

$$F_e = \frac{1 + \sin \phi_i \cos \varepsilon}{1 - \sin \phi_i \cos(2 + \beta \varepsilon)}, \quad (21)$$

$$\varepsilon = \phi_{wh} + \sin^{-1} \left(\frac{\sin \phi_{wh}}{\phi_i} \right), \quad (22)$$

$$\phi_{wh} = \tan^{-1} \mu_h, \quad (23)$$

式中: ϕ_i 为储存散料的内摩擦角。

选用与静力模拟相同的路径, 图 4 为有限元动态卸料模拟与中国规范、欧洲规范对比图, 可以看出有限元卸料模拟结果比中国规范和欧洲规范小, 表明规范考虑较保守。筒壁部分, 侧压力基本规律与自重加载阶段相似, 均随筒壁深度增加而增大, 模拟曲线的斜率大于规范曲线。在 0.4 m 处即连接处上端侧压力减小, 侧压力最大值出现在漏斗中部 0.15 m, 为 $1.1 \times 10^4 \text{ N/m}^2$, 比静力模拟侧压力最大值位置 0.3 m 更靠近漏斗口, 应力值在漏斗底部突然增大。中国规范由于修正系数为 2, 漏斗临界点侧压力不变。而欧洲规范最大应力达到 $1.93 \times 10^4 \text{ N/m}^2$, 中心卸料时欧洲规范漏斗处修正值计算只与内摩擦角和摩擦系数有关。

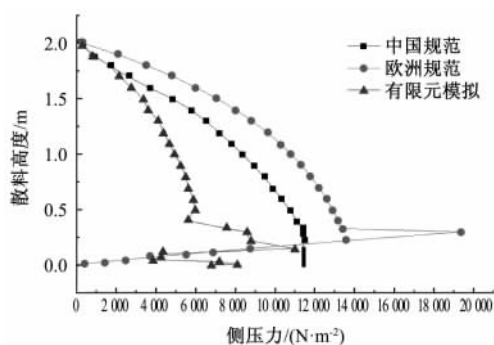


图 4 动态卸料过程侧压力对比

Fig.4 Lateral pressure comparison of dynamic unloading process

通过模拟, 随分析步时间变化观察仓体最大应力的位置分布, 1.4 s 之前, 出现在漏斗与筒壁连

接处的下方, 在这之后处于筒壁中部, 卸料开始后回到漏斗口边缘直至卸料过程结束。其中最大应力出现在 2.15 s 时, 为 $7.07 \times 10^4 \text{ N/m}^2$ 。

静态模拟与卸料模拟结果对比如图 5 所示, 可见动态卸料侧压力模拟值平均是静态侧压力模拟值的 1.35 倍, 且在漏斗部分侧压力曲线有两个拐点。动静模拟曲线在筒壁部分趋势一致, 但静态模拟曲线侧压力凸起位置比卸料模拟曲线位置高, 漏斗连接处上端有一致的侧压力减小变化, 筒壁漏斗连接处均有应力值突然增大的现象, 出现最大值位置不同, 靠近漏斗底端有一致的应力增大变化。

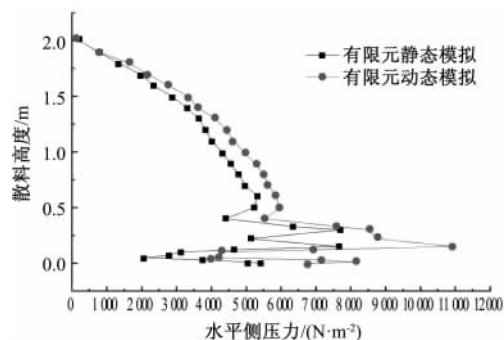


图 5 静态模拟与卸料模拟比较

Fig.5 Comparison of static simulation and unloading simulation

绘出动态超压系数如图 6 所示, 在筒壁中部超压系数达到 1.31, 在漏斗连接处下端增大到 1.71, 在邻近漏斗底端超压系数最大为 1.89。漏斗处在动态卸料时的最大侧压力超出静态侧压力 89%, 筒仓设计应考虑对漏斗部位仓壁板的安全设计。

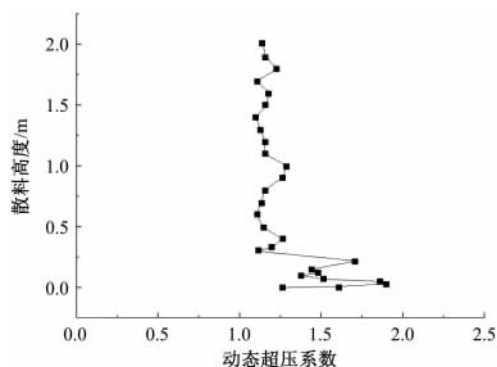


图 6 动态超压系数

Fig.6 Dynamic overpressure coefficient

4 结语

采用 Abaqus 三维模型对筒仓静态侧压力及动

态卸料侧压力进行模拟分析,考虑物料与筒仓的接触,使用 ALE 自适应网格技术进行网格优化,运用 Drucker-Prager 屈服准则散料本构关系,有效地改善了卸料过程中的网格畸变,模拟中重点考虑漏斗卸料对整体模拟结果的影响,将筒壁与漏斗整体建模。将静态模拟结果分别与试验结果、中国规范、欧洲规范比较,与规范计算趋势一致。还发现不同深度的超压系数不同,在筒壁中部超压系数有增大趋势,在筒壁漏斗连接处下端最大超压系数为 1.89,动态卸料侧压力平均模拟值是静态侧压力模拟值的 1.35 倍,可为动态卸料下筒仓结构设计提供依据。由于散料自身特性复杂以及卸料过程模拟的复杂性,有关机理有待进一步研究。

参考文献:

- [1] 张大英,许启铿,王树明,等.筒仓动态卸料过程侧压力模拟与验证[J].农业工程学报,2017,33(5):272-278.
- [2] 庞焜.筒仓卸料压力的试验研究[D].郑州:河南工业大学,2016.
- [3] 王录民,张昊,张遂见,等.地震作用下立筒群仓贮料侧压力试验研究[J].四川建筑科学研究,2012,38(2):175-178.
- [4] 张遂见.筒承式立筒群仓结构模型模拟地震振动台试验研究[D].郑州:河南工业大学,2010.
- [5] MARTÍNEZ M A, ALFARO I, DOBLARÉM. Simulation of axisymmetric discharging in metallic silos. Analysis of the induced pressure distribution and comparison with different standards[J]. Engineering Structures, 2002, 24 (12): 1561-1574.
- [6] 杨鸿.钢筒仓静动态散料压力的数值模拟[D].杭州:浙江大学,2010.
- [7] GB 50077—2003,钢筋混凝土筒仓设计规范[S].北京:中国计划出版社,2003.
- [8] BS EN 1991-4:2006, Eurocode1: Basis of design and actions on structures[S].
- [9] 段君峰,李坤由.欧洲筒仓荷载规范解析[J].粮食流通技术,2013(6):8-11.
- [10] 林红,魏文晖,胡智斌,等.钢筋混凝土筒仓库侧卸料静动态压力分布研究[J].土木工程与管理学报,2014,31(2):29-33.

Simulation of Lateral Pressure of Reinforced Concrete Silo During Unloading

DING Yonggang, ZHOU Xiu, XU Qikeng, GUO Chengzhou

(School of Civil Engineering and Architecture, Henan University of Technology, Zhengzhou 450001, China)

Abstract: Lateral pressure is an important problem in the calculation of silo structure. The static and dynamic flow problems of reinforced concrete silo were simulated by finite element method. Firstly, the constitutive relation of silo material was investigated, the contact action between bulk material and silo wall was analyzed, and the adaptive mesh was used to solve the problem of large displacement deformation and grid distortion. The model adopted the three-dimensional entity element construction, and bulk material used the Drucker-Prager criterion constitutive relation, which broke through the defects of the previous axisymmetric rigid body model. Considering the influence of the funnel on the lateral pressure, the cylinder wall and the funnel were simulated, the static simulation and the horizontal side pressure and the maximum stress of unloading process of the dynamic unloading were obtained, and the simulation results were compared with the Chinese standard and European standard, the results showed that the static simulation was in good agreement with the Chinese standard, and the European standard had a higher safety factor, unloading side pressure was 1.55-1.89 times of static lateral pressure.

Key words: finite element; vertical silo; unloading; lateral pressure