

通过缩比试验数据计算潜射导弹的载荷

刘玉标¹, 刘维玮¹, 程载斌², 梁乃刚³

(1. 中国科学院 力学研究所 水动力与海洋工程重点实验室, 北京 100190; 2. 中海油研究总院 技术研发中心, 北京 100027;
3. 中国科学院 力学研究所 非线性力学国家重点实验室, 北京 100190)

摘要: 即使潜射导弹缩比模型试验中弹道、弹体外形、空泡生成、发育、回射及溃灭规律满足缩比相似律, 但由于模型的结构动力学特性相似关系难以满足, 导致缩比试验数据难以直接计算原型载荷。提出了一种利用缩比模型试验弹体表面测压数据计算原型弹体横向动力响应的修正计算方法。该算法将测压数据分解为“空泡回射与溃灭”水动力和与弹体结构振动有关的水动力两部分。通过对第一部分水动力建立确定的数学模型, 对第二部分水动力用附加质量和附加阻尼进行表述, 基于该算法计算得到了原型弹体的动力响应, 并与水动力直接转化算法进行了比较。结果表明二者的差别不可忽视。此方法可为潜射导弹载荷计算提供有益的参考。

关键词: 固体力学; 潜射导弹; 缩比模型试验; 相似律; 动力响应; 流固耦合

中图分类号: TJ762.4 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-1093(2012)04-0916-05

Load Calculation for Submarine Launched Missile Based on Scaled Model Test

LIU Yu-biao¹, LIU Wei-wei¹, CHENG Zai-bin², LIANG Nai-gang³

(1. Key Laboratory for Hydrodynamics and Ocean Engineering, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China; 2. Technology Research Center, CNOOC Research Institute, Beijing 100027, China;
3. The State Key Laboratory of Nonlinear Mechanics, Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

Abstract: Even if the trajectory, rocket shape, bubble generation, development, retro-reflection and collapse in the scaled test satisfy the similarity law, the structural dynamic characteristics are hardly similar, thus, the prototype's load can not be calculated from the test data easily and directly. In this paper, a modified method to calculate the lateral dynamic response of submarine launched missile prototype from the pressure data of scaled model test was presented. The test data was divided into two parts in the method. The first one was related to the bubble retro-reflection and collapse, and the other to the missile body structure vibration. The dynamic response of the prototype was calculated on the basis of the modified method by building mathematical model of the first part of hydrodynamic pressure and expressing the second by added mass and added damping. The modified method and the direct transform method were compared. The results show that their difference can not be ignored. It provided a beneficial reference for load calculation of submarine launched missile.

Key words: solid mechanics; submarine launched missile; scaled model test; similarity law; dynamic response; fluid-structure interaction

收稿日期: 2011-04-21

作者简介: 刘玉标(1961—),男,副研究员。E-mail: yubiao@imech.ac.cn;

刘维玮(1983—),女,博士研究生。E-mail: liuweiwei@imech.ac.cn

0 引言

为获取潜射导弹水中运行的动力响应与弹体截面所受的内力值,通常采用缩比模型水下弹射试验所测量的全弹表面动态压力结果积分得到水动力载荷数据进行计算。表面测压数据反映的是结构受到的流体动压力,流体动压力是两种成分的代数和,第一种是由空泡溃灭及回射引起的,第二种是由弹体弹性振动引起的。由于弹体的弹性变形远小于弹体刚体运动幅度,弹性振动对流场的影响不足以改变空化特性和空泡的溃灭、压力回射特性。目前进行的模型试验中弹道、空泡生成、发育、回射及溃灭过程基本满足缩比相似律,所以第一种流体压力可以应用相似律换算到原型结构。第二种流体压力主要由结构横向振动引起,导弹原型结构非常复杂,在进行缩比模型试验时,实现弹体结构动力特性的完全相似难度很大。目前采用的缩比模型与原型在结构动力学方面不完全满足相似关系,所以第二部分水动力不能直接应用相似律向原型结构推行。

基于上述原因,本文提出一种利用动力特性不相似缩比模型试验弹体表面的测压数据计算原型弹体横向动力响应的计算方法。

1 相似性条件及测压数据分解

缩比试验模型满足的相似关系主要有弹体几何外形、质心位置、总质量、转动惯量,相似关系为:几何外形 $\frac{L_p}{L_m} = \lambda$, 质心位置 $\frac{x_{cp}}{x_{cm}} = \lambda$, 总质量 $\frac{m_p}{m_m} = \lambda^3$, 转动惯量 $\frac{J_p}{J_m} = \lambda^5$ 。试验过程中的重力影响相似,相应的弗劳德数相等: $F_{rp} = \frac{v_p}{\sqrt{L_p g}} = F_{rm} = \frac{v_m}{\sqrt{L_m g}}$, 其中 v 、 L 分别为特征速度和长度, g 为重力加速度。相似关系为: 发射速度 $\frac{v_{0p}}{v_{0m}} = \sqrt{\lambda}$, 艇速 $\frac{v_{cp}}{v_{cm}} = \sqrt{\lambda}$, 时间 $\frac{t_p}{t_m} = \sqrt{\lambda}$ 。试验中弹体空泡形态相似,相应的空化数相等,即 $\sigma_p = \frac{p_{\infty p} - p_{vp}}{\frac{1}{2}\rho v_p^2} = \sigma_m = \frac{p_{\infty m} - p_{vm}}{\frac{1}{2}\rho v_m^2}$, 其中 p_{∞} 与 v_{∞}

为来流的压强与速度, ρ 为水的密度, p_v 为水的饱和蒸汽压强。下标 p 意为原型值, m 意为模型值^[1]。

弹体表面动态压力由两部分组成,第一部分是而非对称空泡生成、发育、回射及溃灭所造成的压力脉动。它主要由弹体外形比尺 λ 、弗劳德数 F_r 、空化

数 σ 所决定。这部分水动力可由下式表示:

$$F_1 = g(\lambda F_r \sigma). \quad (1)$$

第二部分是弹体横向振动加速度与速度所引起的压力脉动。可分解为附加惯性力与阻尼力,它们的值可以分别用附加质量、附加阻尼和潜体表面横向加速度与速度来表示,它们与弹体结构固有振动频率、模态、结构阻尼比、附连水质量和附连水阻尼相关。依据水中振动圆截面梁的运动方程,这部分水动力可写成:

$$F_2 = -M_a \ddot{u} - C_a \dot{u}, \quad (2)$$

式中: M_a 、 C_a 分别为弹体附连水质量与附连水阻尼; \ddot{u} 、 \dot{u} 分别为弹体横向振动加速度和速度向量。根据上述分解,弹体表面动态压力可表示为

$$F = F_1 + F_2. \quad (3)$$

2 潜射弹体横向振动方程

以弹体为隔离体,采用有限元法分别建立缩比模型与原型的自由梁横向振动方程:

$$M^m \ddot{u} + C^m \dot{u} + K^m u = F^m = F_1^m - M_a^m \ddot{u} - C_a^m \dot{u}, \quad (4)$$

式中: M^m 、 C^m 、 K^m 分别为模型试验弹体干态质量、阻尼、刚度矩阵; \ddot{u} 、 \dot{u} 、 u 分别为模型弹体横向振动加速度、速度、位移向量; F^m 、 F_1^m 分别为模型弹体水动力载荷向量和第一部分水动力载荷向量。

$$M^p \ddot{U} + C^p \dot{U} + K^p U = F^p = F_1^p - M_a^p \ddot{U} - C_a^p \dot{U}, \quad (5)$$

式中: M^p 、 C^p 、 K^p 分别为原型弹体干态质量、阻尼、刚度矩阵; \ddot{U} 、 \dot{U} 、 U 分别为原型弹体横向振动加速度、速度和位移向量; F^p 、 F_1^p 分别为原型弹体水动力载荷向量和第一部分水动力载荷向量。

本文假定模型试验中弹体外形、弗劳德数 F_r 、空化数 σ 满足缩比相似律,故第一部分水动力可根据模型试验相似关系将模型弹体载荷向量 F_1^m 换算到原型弹体载荷向量 F_1^p :

$$F_1^p = \lambda^3 F_1^m. \quad (6)$$

3 计算方法

首先通过缩比模型水下弹射试验测量的全弹表面动态压力结果积分得到(4)式的右端项:

$$F^m = F_1^m - M_a^m \ddot{u} - C_a^m \dot{u}. \quad (7)$$

应用初始条件 $u_0 = 0$, $\dot{u}_0 = 0$, 采用时域积分法求解(4)式获得模型弹体响应 u 、 \dot{u} 、 \ddot{u} 与结构内力。其中 M_a^m 、 C_a^m 为模型试验弹体在水中的附加质量与附加阻尼矩阵,通过计算或试验获得,结构阻尼采用模

态阻尼假定 $C^m = M^m \varphi \begin{bmatrix} 2\xi_1 \omega_1 & 0 \\ 0 & 2\xi_2 \omega_2 \end{bmatrix} \varphi^T M^m$ [2], ξ_1 、 ξ_2 、 ω_1 、 ω_2 、 φ 分别为模型弹体模态阻尼比、固有频率与质量归一化模态。

将得到的响应代入方程 (7) 式得到第一部分水动力向量:

$$F_1^m = F^m + M_a^m \ddot{u} + C_a^m \dot{u}. \quad (8)$$

根据前述假定,应用 (6) 式获得原型弹体第一部分水动力向量:

$$F_1^p(t_p) = \lambda^3 F_1^m \left(\frac{t_p}{\sqrt{\lambda}} \right). \quad (9)$$

将 (5) 式重写为

$$(M^p + M_a^p) \ddot{U} + (C^p + C_a^p) \dot{U} + K^p U = F_1^p, \quad (10)$$

式中: M_a^p 、 C_a^p 为原型弹体在水中的附加质量与附加阻尼矩阵,通过计算或试验获得;结构阻尼采用模态阻尼假定 $C^p = M^p \Phi \begin{bmatrix} 2\xi_1 \Omega_1 & 0 \\ 0 & 2\xi_2 \Omega_2 \end{bmatrix} \Phi^T M^p$, ξ_1 、 ξ_2 、 Ω_1 、 Ω_2 、 Φ 分别为原型弹体模态阻尼比、固有频率与质量归一化模态。

应用初始条件 $U_0 = 0$ $\dot{U}_0 = 0$ 采用时域积分法求解 (10) 式获得原型弹体响应 U 、 \dot{U} 、 \ddot{U} 与结构内力。

本文中的水动力直接转换方法是指在 (4) 式中,水动力直接应用模型律转换。即

$$F^p(t_p) = \lambda^3 F^m \left(\frac{t_p}{\sqrt{\lambda}} \right). \quad (11)$$

4 计算结果与分析

用两节点经典梁单元对缩比试验模型弹体进行有限元离散。其单元(协调)质量矩阵和单元刚度矩阵 [3] 为

$$m_e = \frac{\rho_l l}{420} \begin{bmatrix} 156 & 22l & 54 & -13l \\ & 4l^2 & 13l & -3l^2 \\ & & 156 & -22l \\ & & & 4l^2 \end{bmatrix}, \quad (12)$$

$$K_e = \frac{2EI}{l^3} \begin{bmatrix} 6 & 3l & -6 & 3l \\ & 2l^2 & -3l & l^2 \\ & & 6 & -3l \\ & & & 2l^2 \end{bmatrix}, \quad (13)$$

式中 l 、 ρ_l 、 E 和 I 分别为梁单元的长度、线密度、弹性模量和惯性矩。在此基础上合成总体质量矩阵 M 和总体刚度矩阵 K 。同时根据原型弹体结构的质量刚度特性建立严格符合结构动力学相似关系的理想

缩比模型。取弹体长度 L 、大气压 p_0 、发射时间 t_0 3 个量作为基本量,作为单位系统用以度量本文分析的各物理量,对各物理量进行无量纲化(文中用不带划线的物理量表示实际值,用相应的带上划线的物理量表示对其无量纲化后的值)。两个模型的结构动力学特性对比如表 1 和图 1、图 2 所示。表 1 给出了试验模型和理想模型的前两阶无量纲弯曲振动频率,并计算了试验模型与理想模型频率的相对差;图 1、图 2 为 1、2 阶弯曲振动最大值归一振型曲线。由于影响水下阻尼的因素很多,结构的总阻尼是流体阻尼、材料阻尼和结构阻尼 3 种分量的总和 [4],由于目前尚不能准确获得水下导弹的阻尼特性,因此在计算中暂统一取原型结构总模态阻尼比 ζ 为 0.05。由于模型与原型相比结构形式要简单,模型结构总模态阻尼比 ξ 取相对较小的 5 个数值:0.01、0.02、0.03、0.04、0.05,以分析阻尼参数在不同范围内变化对动力响应的影响。附加质量矩阵采用结构全部浸水刚体平动频率试验的单位长度附加质量结果。

表 1 理想模型与试验模型无量纲固有频率比较
Tab. 1 Comparison of dimensionless natural frequencies of ideal model and test model

弯曲	无量纲固有频率		相对差/%
	试验模型	理想模型	
1 阶	71.86	71.46	0.559 8
2 阶	188.32	194.54	-3.197

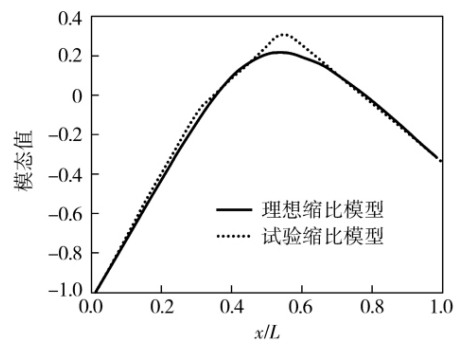


图 1 1 阶弯曲振型对比
Fig. 1 Comparison of the first bending mode

通过分析测压数据的特征,用半个余弦波在弹体表面的移动来模拟满足相似律的空泡回射压力和空泡溃灭压力。如图 3 所示,横坐标为无量纲化的弹体位置 $\bar{x} = x/L$,纵坐标为无量纲化的压强 $\bar{p} = p/p_0$,上半平面表示弹体迎水面压强,下半平面表示背水

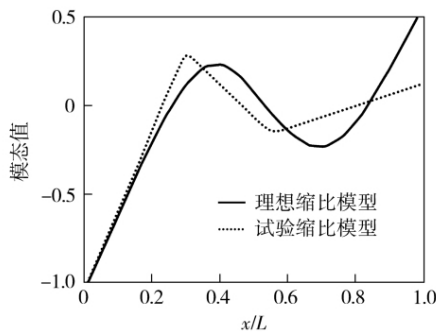


图 2 2 阶弯曲振型对比

Fig. 2 Comparison of the second bending mode

面压强的负值,虚线和实线表示两个无量纲化的时刻($\bar{t} = t/t_0 = 0.646$ 和 0.66) 弹体表面的压强分布,可以看出回射和溃灭载荷峰值在弹体表面移动的特征。回射和溃灭载荷模型为

$$\bar{p}_a(\bar{x}, \bar{t}) = \bar{p}'_a(\bar{t}) \cos \left[\left(\bar{x} - \int_{\bar{t}_{a1}}^{\bar{t}} \bar{v}_a(\bar{t}) d\bar{t} - \bar{x}_a \right) \frac{\pi}{L_a} \right] - \frac{\bar{L}_a}{2} + \int_{\bar{t}_{a1}}^{\bar{t}} \bar{v}_a(\bar{t}) d\bar{t} + \bar{x}_a < \bar{x} < \frac{\bar{L}_a}{2} + \int_{\bar{t}_{a1}}^{\bar{t}} \bar{v}_a(\bar{t}) d\bar{t} + \bar{x}_a, \quad \bar{t}_{a1} < \bar{t} < \bar{t}_{a2}, \quad (14)$$

$$\bar{p}_c(\bar{x}, \bar{t}) = \bar{p}'_c(\bar{t}) \cos \left[\left(\bar{x} - \int_{\bar{t}_{c1}}^{\bar{t}} \bar{v}_c(\bar{t}) d\bar{t} - \bar{x}_c \right) \frac{\pi}{L_c} \right] - \frac{\bar{L}_c}{2} + \int_{\bar{t}_{c1}}^{\bar{t}} \bar{v}_c(\bar{t}) d\bar{t} + \bar{x}_c < \bar{x} < \frac{\bar{L}_c}{2} + \int_{\bar{t}_{c1}}^{\bar{t}} \bar{v}_c(\bar{t}) d\bar{t} + \bar{x}_c, \quad \bar{t}_{c1} < \bar{t} < \bar{t}_{c2}, \quad (15)$$

其中的无量纲特征参数有:回射脉冲峰值 $\bar{p}'_a(\bar{t})$ 、脉宽 \bar{L}_a 、移动速度 $\bar{v}_a(\bar{t})$ 、开始时间 \bar{t}_{a1} 、结束时间 \bar{t}_{a2} 、开始位置 \bar{x}_a 、溃灭脉冲峰值 $\bar{p}'_c(\bar{t})$ 、脉宽 \bar{L}_c 、移动速度 $\bar{v}_c(\bar{t})$ 、开始时间 \bar{t}_{c1} 、结束时间 \bar{t}_{c2} 、开始位置 \bar{x}_c 。通过对测量数据的统计分析,对这些无量纲特征参数的取值如表 2、表 3 所示。

表 2 回射载荷模型无量纲特征参数

Tab. 2 The dimensionless characteristic parameters of retro-reflection model

位置	$\bar{p}'_a(t)$	\bar{L}_a	$\bar{V}_a(t)$	\bar{t}_{a1}	\bar{t}_{a2}	\bar{x}_a
迎水面	4.5	0.072	0.10	0.25	0.67	0.20
背水面	4.5	0.072	0.96	0.25	0.69	0.24

表 3 溃灭载荷模型无量纲特征参数

Tab. 3 The dimensionless characteristic parameters of collapse model

位置	$\bar{P}'_c(t)$	\bar{L}_c	$\bar{V}_c(t)$	\bar{t}_{c1}	\bar{t}_{c2}	\bar{x}_c
迎水面	5	0.072	9.7	0.62	0.67	0.099
背水面	4	0.11	6.6	0.65	0.69	0.27

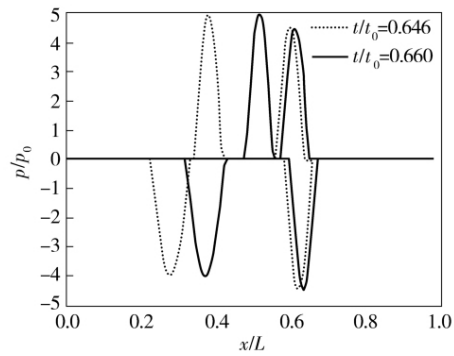


图 3 迎背水面空泡回射和溃灭压强载荷示意图

Fig. 3 Pressure schematic diagram of bubble retro-reflection and collapse

根据第 3 部分介绍的计算方法,将(4)式重写为

$$(M^m + M_a^m) \ddot{u} + (C^m + C_a^m) \dot{u} + K^m u = g^m, \quad (16)$$

由上述回射和溃灭载荷模型积分得到(16)式的右端项,应用(9)式获得原型弹体第一部分水动力向量 $G^p(t_p)$ 用 Newmark 方法数值求解(10)式,求出原型节点位移 U_p 、速度 \dot{U}_p 和加速度向量 \ddot{U}_p 。而试验测量的水动力 $F^m = g^m - M_a^m \ddot{u} - C_a^m \dot{u}$,如果直接根据缩比关系即根据(11)式转化为原型弹体表面的压力载荷,再由(5)式求解原型结构的动力学响应,也将

得到一组节点位移 \tilde{U}_p 、速度 $\tilde{\dot{U}}_p$ 和加速度向量 $\tilde{\ddot{U}}_p$ 。进一步由得到的两组位移向量可计算得到结构某关键

截面的无量纲弯矩 $\bar{M} = M/(p_0 L^3)$ 和 $\tilde{M} = \tilde{M}/(p_0 L^3)$,如图 4 所示。为了对比直接转化方法与本文算法计算得到的原型弹某截面弯矩响应的差别,定义直接转化方法计算弯矩最大值与本文算

法计算弯矩最大值的相对差 $e_{rM} = \left| \frac{\tilde{M}_{\max} - M_{\max}}{M_{\max}} \right|$

和模型总模态阻尼比与原型总模态阻尼比的相对

值 $e_{r\zeta} = \left| \frac{\xi - \tilde{\zeta}}{\xi} \right|$,并分析 e_{rM} 随 $e_{r\zeta}$ 的变化规律,如图 5 所示。

分析上述结果可知:从表 1 数据可以看出,试验缩比模型与理想缩比模型 1 阶固有频率基本相同,2 阶固有频率有 3.197% 的差别;从图 1 和图 2 可以看出,试验缩比模型与理想缩比模型弯曲振型相差较大,即缩比模型与原型振型的相似性较差。从图 4 可以看出,水动力直接转换方法给出的原型弹体某关键截面弯矩与本文换算方法计算的弯矩不尽相同,主要体现在直接转化算法较本文算法弯矩幅值

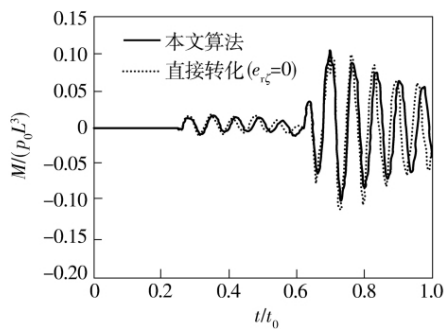


图 4 两种换算方法得到的原型弹某截面无量纲动弯矩对比

Fig. 4 The comparison of dynamic bending moment of a certain cross section of prototype from two methods

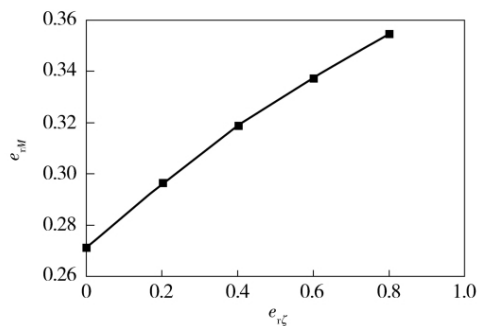


图 5 原型弹某截面弯矩最大值相对差随阻尼比相对值的变化

Fig. 5 The relative values variation of the moment of a certain cross section of prototype with the relative values of modal damping ratio

大、振动频率高,这是因为缩比模型试验测压数据与结构动态响应有关,模型结构动力特性的不相似导致反映流固耦合的水动力载荷的不相似,不能直接将测量水动力载荷按相似比例换算关系计算原型的动态响应。从图 5 可知,某截面弯矩最大值相对差随模型弹总阻尼比相对值的增大逐渐增大,弯矩最大值相对差均大于 20%。

另外,需要说明的是本文采用全湿弹体的附加

质量,没有考虑空泡发展和出水过程中附加质量的变化。

5 结论

目前采用的试验缩比模型与原型在结构动力学方面不完全满足相似关系,不能按照相似律以水动力直接转换的方法计算原型弹体结构的内力。通过对满足相似律的第一部分水动力进行模拟,水动力直接转换方法计算的原型弹体某关键截面弯矩大于本文算法计算得到的弯矩,随模型-原型弹体总阻尼比相对值的增大计算弯矩的差别逐渐增大,说明模型试验的总阻尼的相似程度对弹体结构内力有重要影响,计算结果表明,直接转换方法与本文方法弯矩最大值相对差不可忽视,因此在进行缩比模型试验设计及其测量数据使用时应该对模型结构动力学特性的相似性给予充分的重视。

参考文献 (References)

- [1] 王侠超,黄寿康,等. 流体动力·弹道·载荷·环境[M]. 北京: 宇航出版社,1991: 164-167.
WANG Xia-chao, HUANG Shou-kang, et al. Hydrodynamics • Trajectory • Load • Environment [M]. Beijing: China Astronautic Publishing House, 1991: 164-167. (in Chinese)
- [2] 铁摩辛柯 S, 杨 D H, 韦孚 W, 等. 工程中的振动问题[M]. 胡人礼, 译. 北京: 人民铁道出版社, 1978: 233.
Timoshenko S, Young D H, Weaver W, et al. Vibration problems in engineering [M]. HU Ren-li, translated. Beijing: China Railway Publishing House, 1978: 233. (in Chinese)
- [3] 王勖成. 有限单元法[M]. 北京: 清华大学出版社, 2003: 310-475.
WANG Xu-cheng. Finite element method [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2003: 310-475. (in Chinese)
- [4] 白莱文斯 R D. 流体诱发振动[M]. 吴恕三, 王觉, 译. 北京: 机械工业出版社, 1983: 214-254.
Blevins R D. Flow-induced vibration [M]. WU Shu-san, WANG Jue, translated. Beijing: China Machine Press, 1983: 214-254. (in Chinese)