

文章编号: 0253-3782(2004)S0-0141-07

地震断层作用下埋地管线壳有限元分析的等效边界方法*

刘爱文¹⁾ 胡聿贤¹⁾ 赵凤新¹⁾ 李小军¹⁾
高田至郎²⁾ 赵雷¹⁾

1) 中国北京 100081 中国地震局地球物理研究所

2) 日本神户 6570013 神户大学工学部

摘要 壳有限元方法是目前较先进的分析地震活动断层作用下埋地管线反应的方法, 但是由于受断层错动影响的管道一般较长, 因此该方法需要较大的计算资源。本文提出一种等效边界方法, 可以克服现有壳有限元方法的缺点。埋地管线在地震断层作用下的大变形反应往往只发生在断层附近, 而离断层较远处管段的变形反应相对较小。本文从理论上得出一个等效边界, 以非线性弹簧的形式应用到壳单元分析模型的两端, 替代模型以外管段的影响。这样只需对感兴趣的产生大变形的管段进行壳单元建模, 从而解决了现有的壳有限元方法需要大量计算机时和资源的缺点。与现有的壳模型固定边界方法进行比较, 验证了等效边界方法的合理性和有效性。

关键词 埋地管线 断层运动 壳模型有限元方法 等效边界

中图分类号: P315.9 **文献标识码:** A

引言

研究埋地管线在地震断层作用下的反应至今已有 30 余年, 学者们经过不断地改进, 提出了多种计算方法(Newmark, Hall, 1975; Kennedy *et al*, 1977; Wang, Wang, 1995; 刘爱文等, 2002)。这些计算方法可分为两种: 理论解析方法和数值有限元方法。解析方法一般把管道这种薄壳结构用索或梁模型简化后进行理论分析, 包括: Newmark 方法、Kennedy 方法、梁方法等。这些理论方法一般计算相对简单, 易于应用到工程设计中去。例如, Newmark 方法和 Kennedy 方法已经被世界各国埋地管线的抗震设计规范广泛采用。但是这些理论分析方法有着以下共同的局限性: ① 只能分析管道受拉伸荷载的情况(管线与断层交角 $\beta < 90^\circ$)。如果 $\beta > 90^\circ$, 埋地管线容易发生屈曲破坏, 而索和梁模型分析管道的屈曲破坏比较困难; ② 难以分析管截面中的大变形情况。管道其实为一薄壁壳结构, 当管截面存在大变形的情况下, 管内的轴向应变与弯曲应变相互影响, 而现有的理论方法只是把轴向应变和弯曲应变进行简单地叠加得到总应变。埋地管线的大变形反应, 包括屈曲现象, 必须用有限元方法进行分析。

进入 20 世纪 90 年代后, 随着计算机计算速度的迅速提高, 学者们提出了多种基于有

* 国家自然科学基金(50078049)及科技部社会公益性研究项目“城市群防震减灾综合研究”共同资助。中国地震局地球物理研究所论著 04AC1010。

2003-06-30 收到初稿, 2003-10-20 收到修改稿, 2003-12-24 决定采用。

限元模型的数值分析方法。有限元方法又可大致分为两类：一类将管道划分为梁单元，这种模型相对简单一些（侯忠良等，1991）；另一类将管道划分为壳单元（Takada *et al*, 2001）。与梁单元模型相比，壳模型更接近于管道作为一个中空圆柱形薄壳的真实结构，因而它能够更好地分析像管道屈曲这样的大变形情况。但是壳有限元模型需要的计算量较之梁有限元模型要大许多。鉴于此，本研究对现有的壳单元有限元方法进行改进，提出一种等效边界方法，使得只须对断层附近发生大变形反应的管段用壳模型进行分析，可以节约计算资源和机时。

另一方面，从国际上埋地管线抗震设计的发展方向来看，人们不再满足于过去对埋地管道的弹性设计，推出了塑性设计，继而提出极限状态设计（性能设计）的观点。实际震害表明，埋地管道的破坏形式大部分是屈曲破坏。现有的抗震规范和相关研究中，还很少有估计管道内屈曲应变大小的方法。因此利用壳有限元方法研究管道在地震断层作用下的大变形反应，对现在的管道抗震设计具有较重要的工程意义。

1 等效边界的引入

根据埋地管道跨断层的抗震实验结果，管线可以分成两部分：靠近断层的管土大变形段和远离断层的管土小变形段。在断层附近，管土之间的相对位移较大，管体破坏也是发生在这一管段，但是这一段管道并不太长。远离断层的部分，管土之间的相对位移较小，管内的应变值并不大，但是比较长，比管土大变形部分长许多。Kennedy 等（1977）曾经指出：在断层作用下，管土之间存在较大相对位移的范围虽然只有十几米到 30 m 左右，但是

是从断层相交处到管内应变降为零的整个受影响管段范围比较长，需要分析长度至少为 300 m 的管道才可以满足精度的要求。如果把整个 300 m 长的管段都用壳单元模型进行分析，将耗费大量的机时。

起初研究者用壳单元分析断层附近 60 倍管径长度的管道，离断层较远部分的管道用固定边界来处理，如图 1a 所示。这种固定边界模型的优点是分析了工程师们主要感兴趣的大变形管段，节约计算时间。但是这种做法会带来由于人为加上固定边界引起的误差。后来学者们对这种处理边界的方法进行了改进。例如，Takada 等（2001）提出壳梁单元混合模型，把断层附近的管道用壳单元划分，离断层较远的管道用 300 m 长的梁单元进行分析。梁单元部分的另一端处理成固定边界，如图 1b 所示。理论上只要梁单元部分取得足够长，就可以满足

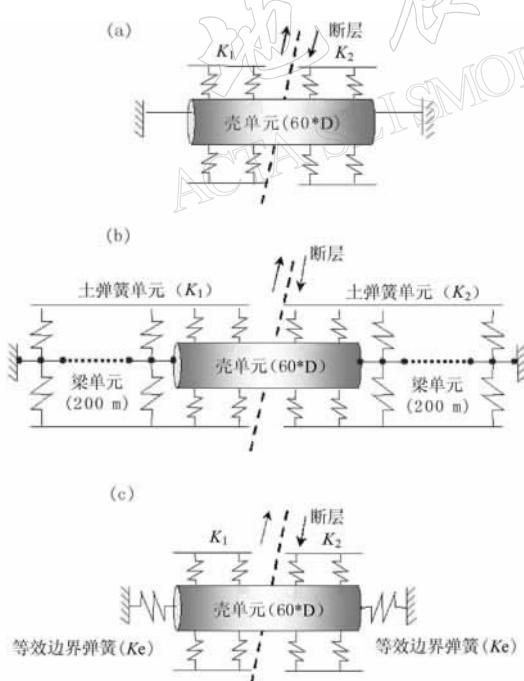


图 1 壳模型的 3 种边界处理方式

(a) 固定边界模型；(b) 壳和梁单元混合模型
(Takada *et al*, 2001)；(c) 本文等效边界模型

研究问题的精度要求。这样既满足了所分析问题的要求，还可以节约一定的计算时间。

本研究的壳有限元模型如图 1c 所示。模型采用的壳单元为一能够考虑大挠度变形的 4 节点塑性单元。壳单元的 4 个节点分别连接 3 个定向土弹簧：管轴方向、水平横向和垂直方向。这 3 个定向弹簧分别用来考虑管轴方向的土摩擦力、水平横向及垂直方向被动土压。管土之间的相互作用通过 3 个定向非线性弹簧来模拟。管轴方向上的土弹簧特性主要由管沟内的回填介质及埋深 H 来确定；而水平横向的土弹簧特性和垂直方向的土弹簧特性则主要由管子埋设现场的局部场地土的力学特性来决定。土弹簧参数的确定可以参考埋地管道抗震设计规范的有关规定。不同于固定端壳模型和 Takada 等(2001)的壳梁单元混合模型，本研究从理论上推导出一个等效边界，以非线性弹簧的形式加在分析管道大变形的壳模型的两端，以代替离断层较远处直线段管道的变形影响。在离断层较远之处，管道将随着土体一起运动。管土之间在垂直于管轴方向上的相对位移几乎为零，只有管轴方向的相对位移。也就是说由垂直于管轴方向的断层位移引起的管内弯矩，主要由在断层附近的侧向被动土压平衡，在离断层较远的管段上只剩下的轴向变形。这与 Kennedy 等(1977)理论方法中的直线段假设也是一致的。

当埋地管道产生轴向变形时，周围的土介质将对这种相对运动产生阻力。当土阻力达到一定值时，管道表面附近的土将屈服，此时管道在管土界面上滑动。如图 2 所示，考虑埋在地下的一半无限长管道，如果在管道的 B 端作用一个沿着管轴方向的外力 N_2 ，管道周围的土体将产生轴向摩擦力与之平衡。摩擦力可以分成两部分：土体屈服前的“静”摩擦力部分(OC) 和土体屈服后的滑动摩擦部分(CB)。O 点相当于固定端，管道内应变为零。在 OC 段，单位长度上土对管道的摩擦力由下式计算：

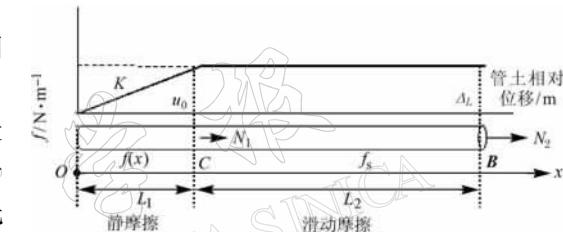


图 2 半无限长埋地管道受土体轴向摩擦作用分析简图

$$f = Ku \quad (1)$$

式中， f 为管土之间的摩擦力(单位：N/m)， u 为管土相对位移(单位：m)， K 为轴向土弹簧刚度(单位：N/m²)，可由土对管道轴向运动的阻力实验来确定。在 C 点，管土相对位移达到土体屈服位移 u_0 ，随后的 CB 段管道受滑动摩擦力 f_s (单位：N/m) 作用。滑动摩擦力 f_s 可由下式计算：

$$f_s = 0.75\pi DH\gamma_s\mu = Ku_0 \quad (2)$$

式中， D 为管径(单位：m)， H 为管道的埋深(单位：m)， γ_s 为回填土的容重(单位： N/m^3)， μ 为管土间的滑动摩擦系数。

定义 L_1 为 OC 段管道的长度。假设摩擦力 f 在 OC 段沿着管道呈线性分布，则

$$f(x) = f_s \frac{x}{L_1} \quad 0 \leq x \leq L_1 \quad (3)$$

此时管道应力应变处于弹性状态范围内，则管道在 C 点对于土体的相对位移为

$$u_C = \int_0^{L_1} \frac{N(x)}{AE} dx = \frac{f_s L_1^2}{6AE} = u_0 \quad (4)$$

式中, A 为管道的横截面面积(单位: m^2), E 为管道的弹性模量. 由式(4)得到 OC 段的管道的长度为

$$L_1 = \sqrt{\frac{6AE}{K}} \quad (5)$$

OC 段管道任意一点轴力 N 与管道伸长量 u 的关系可以表示为

$$N = \sqrt{\frac{3AEf_s}{2}} u_0^{-1/6} u^{2/3} \quad (6)$$

由此可以得到 C 点的轴力 N_1 及轴向应变 ϵ_c

$$N_1 = \sqrt{\frac{3AE}{2K}} f_s \quad \epsilon_c = \sqrt{\frac{3}{2KAE}} f_s \quad (7)$$

由于 B 点管道的轴力等于外力 N_2 , CB 段管道受到均匀分布的滑动摩擦力 f_s 作用, 由此可以求出 CB 段管道的长度

$$L_2 = \frac{(N_2 - N_1)}{f_s} \quad (8)$$

在 CB 段, 管道内任意一点的应变 ϵ_x 为

$$\epsilon_x = \epsilon_c + \frac{f_s(x - L_1)}{AE} \quad (9)$$

在外力 N_2 作用下, 假设 B 点管道的位移为 Δ_L , Δ_L 应该等于整个管线(OB 段)的伸长

$$\Delta_L = \int_0^{L_1} \frac{N_2(x)}{AE} dx + \int_{L_1}^{L_1+L_2} \epsilon_x dx = u_0 + \left(\frac{N_2^2}{2AEf_s} - \frac{3}{4}u_0 \right) \quad (10)$$

如果把这根埋地管道轴向变形反应等效成一非线性弹簧反应的形式, 在外力 N_2 作用下弹簧伸长 Δ_L , 那么由式(10)该弹簧所受外力与伸长量的表达式为

$$N_2 = \sqrt{2f_sAE \left(\Delta_L - \frac{u_0}{4} \right)} \quad (11)$$

考虑到 N_2/A 小于管道的屈服应力 σ_1 , 由此得到式(11)成立的条件

$$\Delta_L \leq \frac{\sigma_1^2 A}{2Ef_s} + \frac{1}{4}u_0 \quad (12)$$

综合公式(6)和(11)可以得到非线性弹簧的外力 N_2 与伸长量 Δ_L 之间的计算公式

$$N_2 = \begin{cases} \sqrt{\frac{3AEf_s}{2}} u_0^{-1/6} \Delta_L^{2/3} & 0 \leq \Delta_L \leq u_0 \\ \sqrt{2f_sAE \left(\Delta_L - \frac{1}{4}u_0 \right)} & u_0 < \Delta_L \leq \frac{\sigma_1^2 A}{2Ef_s} + \frac{1}{4}u_0 \end{cases} \quad (13)$$

此即本研究从理论上得出的分析断层作用下埋地管线反应的壳有限元模型的等效边界, 以非线性弹簧的形式表示, 应用到壳模型的两端可以替代剩余管段部分的变形反应. 这里将等效弹簧表示成分段形式, 是为了区分在 OC 段引入等效弹簧的表达式与 CB 段引入等效弹簧的表达式之间的不同. 当相对于 Δ_L 为一小量时, $u_0/4$ 可以忽略, 于是

$$N_2 = \sqrt{2f_sAE\Delta_L} \quad (14)$$

这个公式也可假设整个管线只有均匀分布的滑动摩擦部分, 没有“静”摩擦部分而得到, Newmark 方法和 Kennedy 方法即采取了该假定.

图3比较了式(13)与式(14)之间的差异。其中算例参数为: 管径 $D = 600$ mm; 管壁厚 $t = 11.5$ mm; 埋深 $H = 1.08$ m; 管材为 PG370, 弹性模量 $E = 1.99 \times 10^{11}$ Pa; 弹性屈服应力 $\sigma_1 = 3.98 \times 10^8$ Pa; 轴向管土之间的滑动摩擦力 $f_s = 1.66 \times 10^4$ N/m; 土体屈服位移 $u_0 = 0.00465$ m, 管道在弹性范围内最大伸长量 $\Delta_{L_{\max}} = \sigma_1^2 A / 2E f_s + u_0 / 4 = 0.5117$ m $\gg u_0$. 如图3所示, 当管道伸长量在 u_0 附近时(断层位移量较小的情况), 式(14)的计算结果与式(13)存在一定的差异; 当管道伸长量远大于 u_0 时(断层位移量较大的情况), 式(14)与式(13)两者计算得到的结果非常接近。

针对断层作用下管道发生大变形反应的情况, 断层错距比较大, 管道受影响的范围比较长。在靠近管土之间大变形与管土之间小变形的分界点附近引入等效弹簧, 作为一个等效边界, 代替长度相对较长的直线段管道的变形影响。该段管道受土体滑动摩擦作用的长度 L_2 远大于受土体“静”摩擦作用的长度 L_1 , 这时 $u_0/4$ 相对 Δ_L 为一小量, 可以直接采用式(14)作为等效弹簧的表达式。

2 等效边界的检验

理论上, 如果把受断层错动影响的管道全部用壳单元进行分析, 用固定端处理壳模型的边界, 这样得到的结果应该是问题的准确解。为了验证本研究提出的等效边界壳模型, 把本研究等效边界壳模型的结果与分析足够长管道的固定边界壳模型进行比较。算例的参数为: 管道与断层交角为 90° , 管径为 1 m, 管道壁厚为 0.01 m, 管道埋深为 1.8 m, 土体的剪切波速 200 m/s, 断层错距(Δ)为 2.55 m. 总共分析了 3 种情况: ① 等效边界模型: 分析管长 60 m; ② 固定边界模型一: 分析管长 180 m; ③ 固定边界模型二: 分析管长 300 m.

在断层错动作用下, 受影响管道的长度是随断层错动量的增加而增长的。对于断层错距为 2.55 m 的情形, 断层附近管土大变形部分只有 16 m 左右。对于固定端边界模型, 为了确定应该分析多长的管道才能符合要求, 检查固定端附近管道内的轴向应变值是否趋于零: 0.00132(180 m), 0.000732(300 m). 由此可见, 只分析 180 m 长的管道会因为加入人为的固定边界引起误差。为了满足精度要求, 固定端边界模型需要分析长达 300 m 的管道, 因而需要较长的时间。如果采用本研究方法进行计算分析, 所用的时间不到半个小时; 而固定边界模型分析 180 m 长的管道需要 5 个半小时, 分析 300 m 长的管道需要 7 个半小时。图 4 显示了这 3 种不同边界有限元模型的最大轴向拉伸应变(ϵ_{\max})结果的比较。由该图可见, 只要用壳单元分析 60 m 长管道的等效边界模型, 与分析 300 m 长管道的固定边界模型两者的结果在断层错距在 0 m 至 2.55 m 都非常接近; 分析 180 m 长管道的固定边界模型在断层错距小于 1 m 时, 与前两者接近, 但是当断层错距更大时, 由于人为固定边界的影响, 其结果与前两者有一定的误差。

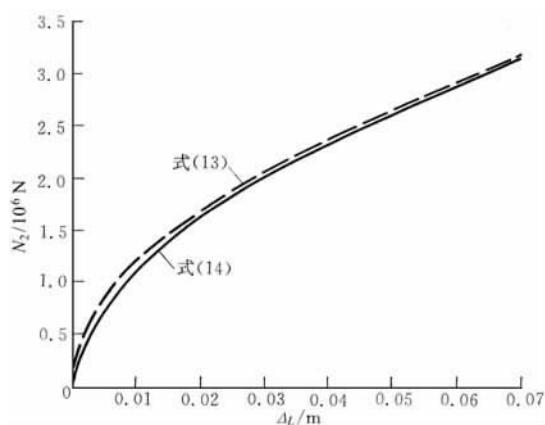


图3 等效弹簧的外力与位移关系曲线

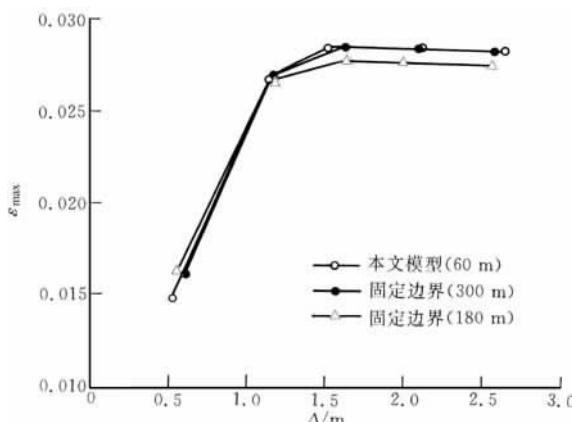


图 4 不同边界有限元模型结果的比较

600 mm, 管壁厚 $t=11.5$ mm, 埋深 1.08 m, 管材 PG370, 土体的剪切波速 200 m/s), 在断层附近用壳单元分析不同长度的管道: $L_1=36$ m, $L_2=60$ m. L_1 和 L_2 都足够长, 包含了断层附近管土之间存在较大相对位移的部分, 也即加入非线性弹簧之处都是在管线的直线段部分. 那么, 假如此等效边界是合理的, 则该非线性弹簧加在距断层 18 m 处和在距断层的 30 m 处, 最后得到的两个分析结果应该相等. 图 5 显示了管道内轴向拉伸应变 (ϵ) 和压缩应变随断层错距 (Δ) 的变化, 断层错距加到了 6 m. 从图 5 可以看出,

分析 36 m 长管道的结果与分析 60 m 长管道的结果非常接近.

因此, 在分析管道跨断层的有限元模型中, 在距断层适当的距离处引入等效弹簧, 可以节约大量的计算时间. 根据经验或者参考理论方法(如 Kennedy 方法或梁方法)计算得到的管土大变形范围 L_{el} , 可以决定应该用壳单元分析多长的管道. 也就是说, 只要用壳单元分析比管土大变形部分稍微长一点的管道, 剩下的处于弹性阶段内的管段引入此非线性弹簧代替, 作为等效边界, 即可以达到所分析问题的要求. 这样, 壳有限元模型所需要的计算时间, 主要用在感兴趣的发大变形的管段上, 从而克服了用壳单元方法分析整个受影响管线需要大量机时的缺点.

3 结论

本研究从理论上得出一个等效边界, 以非线性弹簧的形式应用到壳单元模型, 可以代替模型以外发生线弹性变形的管段的影响. 这样壳有限元模型所需要的计算时间主要用在我们感兴趣的发大变形的管段上. 通过与固定边界壳模型的比较, 在保证所分析问题的精度要求下, 本研究提出的等效边界方法, 可以克服现有的壳有限元方法需要大量计算机

以上是将本研究引入等效边界的壳模型与固定边界的壳模型进行的比较. Takada 等(2001)在其所采用壳模型的一端用 300 m 长的梁单元分析离断层较远的管道直线段部分(图 1b). 比较这 3 种不同边界的壳模型所需的计算时间, 本研究的等效边界壳模型应该是最快的, 壳和梁单元混合模型为其次, 固定边界模型需要最多的机时.

为了验证本研究在壳模型中引入的等效边界的合理性, 对于另一个算例(管道与断层的交角 $\beta=90^\circ$, 管径 $D=$

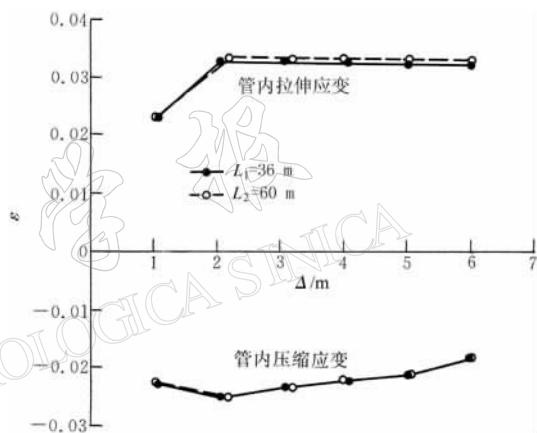


图 5 分析不同长度管道得到结果的比较

时和资源的缺点。

参 考 文 献

- 侯忠良, 甘文水, 肖五虎. 1991. 加热输油管线地震反应分析[A]. 见: 冶金工业部建筑研究总院防灾抗震工程研究所编. 地下管线抗震-计算方法与工程应用[C]. 北京: 冶金工业部建筑研究院, 38~42
- 刘爱文, 张素灵, 胡聿贤, 等. 2002. 地震断层作用下埋地管线的反应分析[J]. 地震工程与工程振动, 22(2): 22~27
- Kennedy R P, Chow A W, William R A. 1977. Fault movement effects on buried oil pipeline[J]. *Transportation Engineering J, ASCE*, 103: 617~633
- Newmark N M, Hall W J. 1975. Pipeline design to resist large fault displacement[A]. In: EERI eds. *Proceedings of U S National Conference on Earthquake Engineering*[C]. An Arbor CA: EERI, 416~425
- Takada S, Hassani N, Fukuda K. 2001. A new proposal for simplified design on buried steel pipes crossing active faults [J]. *Journal of Structural Mechanics and Earthquake Engineering, JSCE*, 668(54): 187~194
- Wang L L R, Wang L J. 1995. Parametric study of buried pipelines due to large fault movement[A]. In: Hu Yuxian, Takada Shiro eds. *Proceedings of Third China-Japan-US Trilateral Symposium on Lifeline Earthquake Engineering*[C]. IG, CSB, Kobe Uni, 165~172

AN EQUIVALENT-BOUNDARY METHOD FOR THE SHELL ANALYSIS OF BURIED PIPELINES UNDER FAULT MOVEMENT

Liu Aiwen¹⁾ Hu Yuxian¹⁾ Zhao Fenxin¹⁾
Li Xiaojun¹⁾ Takada Shiro²⁾ Zhao Lei¹⁾

1) Institute of Geophysics, China Earthquake Administration, Beijing 100081, China

2) Kobe University, Kobe 6570013, Japan

Abstract: A new shell finite element method (FEM) model with an equivalent boundary is presented for estimating the response of a buried pipeline under large fault movement. The length of affected pipeline under fault movement is usually too long for a shell-mode calculation because of the limitation of memory and time of computers. In this study, only the pipeline segment near fault is modeled with plastic shell elements to study the local buckling and the large section deformation in pipe. The material property of pipe segment far away from the fault is considered as elastic, and nonlinear spring elements at equivalent boundaries are obtained and applied to two ends of shell model. Compared with the fixed-boundary shell model, the shell model with an equivalent boundary proposed by the study can remarkably reduce the needed memory and calculating time.

Key words: buried pipeline; fault movement; shell finite element method model; equivalent boundary