

Бовсуновский А. П.

*Национальный  
университет  
пищевых  
технологий*

Bovsunovsky A. P.

*National University of  
Food Technologies*

УДК 373:534.1:620.193

## МЕТОД ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВИБРАЦИОННОЙ ДИАГНОСТИКИ ПОВРЕЖДЕНИЯ, ОСНОВАННОЙ НА ИЗМЕНЕНИИ СОБСТВЕННЫХ ЧАСТОТ

*Оценка эффективности вибродиагностики повреждения конструкции обычно осуществляется в результате аналитического или экспериментального определения влияния параметров повреждения на вибрационную характеристику. В работе предложен более простой метод оценки возможности вибродиагностики, основанной на изменении собственных частот колебаний конструкции, выявлять повреждения типа трещины усталости. Метод базируется на определении относительной податливости сечения с трещиной с использованием подходов линейной механики разрушения.*

**Ключевые слова:** вибродиагностика, трещина, собственные частоты колебаний.

**1. Введение.** Обычно модели, на которых апробируются вибрационные методы диагностики повреждения, имеют небольшие размеры. Это связано с возможностью прямого сопоставления результатов расчетов с помощью модели и данных экспериментов, полученных в лабораториях на образцах небольших размеров. Однако такие конструкции, как мосты, морские буровые платформы, валы паровых турбин и т.п., для которых диагностика повреждения, основанная на изменении вибрационных характеристик, является практически безальтернативной, имеют большие размеры. В то же время ряд исследований изгибных колебаний упругих тел с краевой трещиной показал [1-3], что влияние трещины на собственные частоты существенно зависит от размеров тел.

Кроме того, в процессе эксплуатации различных конструкций помимо параметров повреждения могут изменяться механические характеристики материала (например, модуль упругости, прочность и плотность бетона [4], коэффициент демпфирования [5]) в условиях изменения характеристик окружающей среды (например, температуры и влажности воздуха [6-8]), что оказывает существенное влияние на вибрационные характеристики колебательной системы, тем самым затрудняя или делая невозможной собственно диагностику

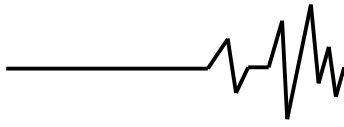
повреждения [9].

Так испытания железобетонных и стальных мостов показали [10, 11], что их собственные частоты изменяются в течение суток более чем на 5% только из-за изменения температуры. Наблюдения изменения собственных частот железобетонного моста на протяжении года зафиксировали изменение первой формы его колебаний до 14% при изменении температуры окружающего воздуха от -5 до 40 °С [12], что было связано главным образом с обледенением увлажненного бетона при низких температурах и с изменением его влажности при высоких.

Применительно к морским буровым платформам существует еще один фактор, усложняющий вибрационную диагностику повреждений, а именно постоянное изменение массы платформы из-за накапливаемой в ее резервуарах нефти, что приводит к изменению собственных частот конструкции до 4% [13].

Таким образом, надежное диагностирование повреждения конструкций типа мостов и морских буровых платформ возможно, если относительное изменение их собственных частот превышает 5% [14].

Целью исследования было разработать относительно простую методику оценки эффективности вибрационной диагностики повреждения различных конструкций,



основанной на изменении собственных частот их колебаний.

**2. Определение относительной податливости стержневых элементов с трещиной.** Собственные частоты поперечных колебаний стержня Бернулли-Эйлера постоянного поперечного сечения без массы на конце определяются по формуле [15]

$$f_i = \frac{(k_i L)^2}{2\pi L^2} \sqrt{\frac{EI}{\rho F}}, \quad (1)$$

где  $L$  и  $F$  – длина и площадь поперечного сечения стержня;  $I$  – момент инерции сечения;  $E$  и  $\rho$  – модуль упругости и плотность материала;  $k_i L$  – корни частотного уравнения для  $i$ -той формы колебаний стержня.

Уравнение (1) можно представить следующим образом

$$f_i = \frac{(k_i L)^2}{2\pi L} \sqrt{\frac{1}{\delta m}}, \quad (2)$$

где  $\delta = L/EI$  – податливость стержня;  $m = \rho FL$  – его масса.

Податливость сечения с трещиной можно определить на основе подходов механики разрушения. В линейно-упругом теле изменение энергии деформации, обусловленное трещиной нормального отрыва с прямолинейным фронтом, в предположении плоского напряженного состояния выражается через коэффициент интенсивности напряжений (КИН)  $K_I$  [16]

$$\Delta U = \frac{b}{E} \int_0^a K_I^2 d\alpha, \quad (3)$$

где  $a$  – глубина трещины;  $b$  – ширина поперечного сечения полосы (рис. 1). В то же время, изменение энергии деформации сечения с трещиной может быть выражено через изменение ее податливости  $\delta_o$

$$\Delta U = 0,5 \cdot \delta_o M^2, \quad (4)$$

где  $M$  – изгибающий момент, действующий в сечении с трещиной.

Для определения КИН используется формула, полученная Черепановым для случая чистого изгиба полосы [17]

$$K_I = \frac{4,2M}{bh^{3/2}} \sqrt{(1-\gamma)^{-3} - (1-\gamma)^3}, \quad (5)$$

где  $\gamma = a/h$ ;  $h$  – высота поперечного сечения полосы (см. рис. 1).

$$\bar{M}_i(L_c) = \frac{1}{2} \left[ (chk_i L_c + \cos k_i L_c) - \frac{chk_i L + \cos k_i L}{shk_i L + \sin k_i L} (shk_i L_c + \sin k_i L_c) \right], \quad (8)$$

Уравнения (3)-(5) позволяют найти выражение для определения дополнительной локальной податливости стержня, обусловленной краевой трещиной нормального отрыва [18]

$$\delta_o(\gamma) = \frac{8,82 \left[ (1-\gamma)^6 - 3(1-\gamma)^2 + 2 \right]}{(1-\gamma)^2 bh^2 E}. \quad (6)$$

Поскольку реальные конструкции не всегда работают в условиях чистого изгиба, в уравнении (6) учтено влияние реального распределения изгибающего момента по длине конструкции на изменение податливости, а именно

$$\delta_o(\gamma, L_c) = \frac{8,82 \left[ (1-\gamma)^6 - 3(1-\gamma)^2 + 2 \right]}{(1-\gamma)^2 bh^2 E} \left| \bar{M}_i(L_c) \right|, \quad (7)$$

где  $L_c$  – местоположение трещины;  $\bar{M}_i(L_c)$  – нормированное значение изгибающего момента для  $i$ -той формы колебаний стержня в сечении с трещиной. Таким образом уравнение (7) выражает зависимость изменения податливости стержня как от размера трещины, так и от ее местоположения.

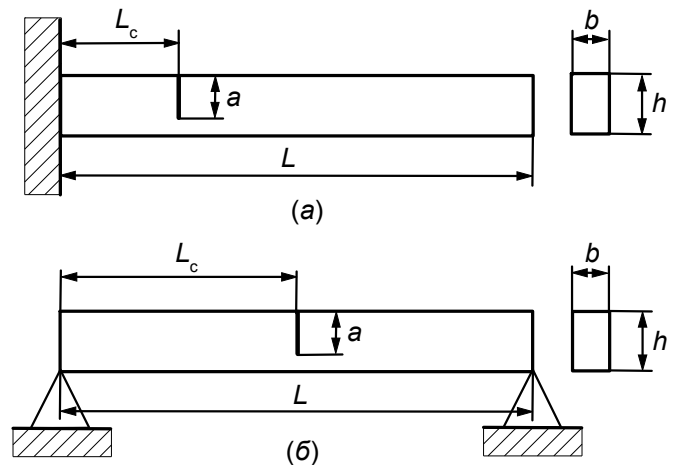
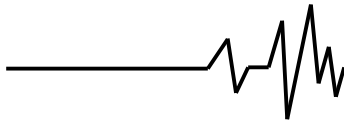


Рис. 1. Консольный стержень (а) и стержень на двух опорах (б)

Для консольного стержня без массы на конце, который может быть использован для моделирования морской буровой платформы, телевышки, электроопоры, крыла самолета, лопатки турбины и т.п., нормированный изгибающий момент определяется формулой



где  $k_i L$  – корни частотного уравнения для  $i$ -той формы колебаний.

Для стержня на двух опорах, который может быть использован для моделирования мостов, перекрытий, роторов турбин и т.п., нормированный изгибающий момент определяется более простой формулой

$$\frac{\delta_o(\gamma, L_c)}{\delta} = \frac{8,82 \cdot I \cdot [(1-\gamma)^6 - 3(1-\gamma)^2 + 2]}{(1-\gamma)^2 b h^2 L} |\overline{M}_i(L_c)|. \quad (10)$$

Расчет собственных частот колебаний консольного стержня и стержня на двух опорах был выполнен на основании подхода, изложенного в [18]. В обоих случаях рассматривался стержень Бернулли-Эйлера. Увеличение локальной податливости в сечении с трещиной определялось уравнением (6).

Частотные уравнения для консольного стержня и стержня на двух опорах без трещины строились с учетом соответствующих краевых условий. Частотные уравнения для стержней с трещиной учитывали условия совместности перемещений, углов поворотов, изгибающих моментов и перерезывающих сил в сечении с трещиной

$$\begin{aligned} w_{i1}(L_c) &= w_{i2}(L_c); \\ \vartheta_{i1}(L_c) - \vartheta_{i2}(L_c) &= \delta_o M_{i1}(L_c); \\ M_{i1}(L_c) &= M_{i2}(L_c); \quad Q_{i1}(L_c) = Q_{i2}(L_c), \end{aligned}$$

где  $w$  и  $\theta$  – перемещение и угол поворота сечения с трещиной, соответственно;  $M$  и  $Q$  – изгибающий момент и перерезывающая сила в том же сечении; цифры 1 и 2 обозначают части стержня, разделенные трещиной.

Решение частотного уравнения для стержней без трещины совпадает с значениями частот, получаемых по формуле (1), в случае отсутствия сосредоточенных масс. Решение частотных уравнений для стержней с трещиной определяет их собственные частоты для случае так называемой открытой трещины, т.е. трещины, предполагаемой открытой на обоих полуциклах колебаний. Такая трещина имеет место при статическом нагружении стержня или при пластическом деформировании сечения с трещиной [19]. Частоты стержня с закрывающейся трещиной, т.е. трещиной, открытой на одном полуцикле колебаний и закрытой на другом, определяются по формуле [15]

$$f_{ci} = \frac{2f_i \cdot f_{oi}}{f_i + f_{oi}}, \quad (11)$$

где  $f_i$  и  $f_{oi}$  – собственные частоты колебаний стержня без трещины и с открытой трещиной, соответственно.

$$\overline{M}_i(L_c) = \sin k_i L_c. \quad (9)$$

Таким образом, относительное изменение податливости стержня вследствие возникновения трещины определяется формулой

В табл. 1 и 2 приведены данные экспериментов [20-22] и результаты расчетов для консольных призматических стержней из различных материалов и с небольшими массами на конце. Как видно, модель стержня Бернулли-Эйлера удовлетворительно предсказывает влияние трещины на собственную частоту первой формы колебаний. Это означает, что формула (10) позволяет определять относительное изменение податливости сечения с трещиной нормального отрыва с достаточно высокой точностью.

### 3. Влияние параметров трещины на относительную податливость.

Результаты расчетов относительного изменения податливости консольного стержня с трещиной, выполненные с помощью формулы (10), представлены на рис. 2. Аналогичные зависимости для стержня на двух опорах с трещиной посередине практически не отличаются от зависимостей для консольного стержня с трещиной у основания.

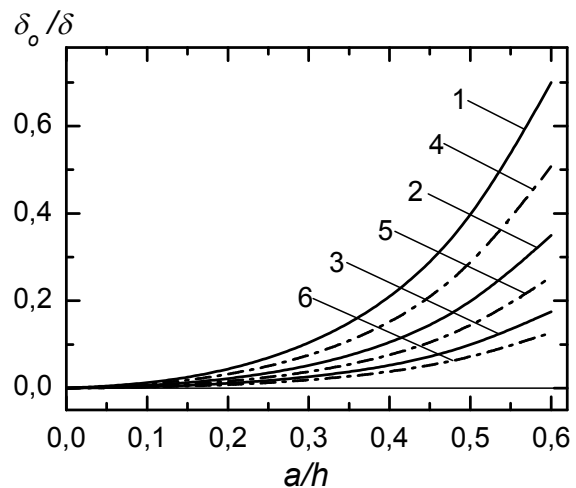


Рис. 2. Зависимости относительной податливости для консольного стержня с местоположением трещины  $L_c/L=0$  (кривые 1-3) и  $L_c/L=0,2$  (кривые 4-6) и коэффициентом гибкости  $L/h=10$  (кривые 1, 4),  $L/h=20$  (кривые 2, 5),  $L/h=40$  (кривые 3, 6)

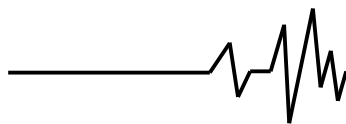


Таблица 1

Относительное изменение частоты изгибных колебаний консольных стержней с открытой трещиной

$L/h$	$L_c/L$	$a/h$	$f_c/f$ (эксперимент)	$f_c/f$ (расчет)
Титановый сплав BT-8 [20]				
11	0,091	0,05	0,996	0,99741
		0,10	0,987	0,98951
		0,20	0,953	0,95738
		0,40	0,830	0,82830
		0,60	0,629	0,61722
		0,80	0,343	0,33286
11	0,182	0,05	0,997	0,99793
		0,10	0,992	0,99159
		0,20	0,967	0,96550
		0,40	0,855	0,85580
		0,60	0,676	0,65988
		0,80	0,385	0,36763
Сталь [21]				
25,6	0,2	0,133	0,989	0,99326
		0,253	0,977	0,97402
		0,4	0,933	0,92764
		0,6	0,812	0,79674
		0,8	0,522	0,51024

Таблица 2

Относительное изменение частоты изгибных колебаний консольных стержней с закрывающейся трещиной

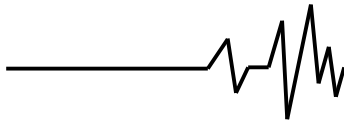
$L/h$	$L_c/L$	$a/h$	$f_c/f$ (эксперимент)	$f_c/f$ (расчет)
Сталь 15X2НМФА [22]				
15,9	0,077	0,101	0,998586	0,99615
		0,232	0,991937	0,97855
		0,362	0,977941	0,94381
		0,507	0,947353	0,87661
		0,652	0,882983	0,76152
		0,804	0,718792	0,54940
15,9	0,155	0,244	0,992612	0,98011
		0,347	0,983560	0,95701
		0,486	0,961094	0,90476
		0,625	0,914631	0,81343
		0,778	0,788101	0,62805

Как видно из рис. 2, относительная податливость существенно возрастает при увеличении размера трещины  $a/h$  и уменьшении коэффициента гибкости  $L/h$ . Влияние трещины на относительную податливость снижается при ее смещении в область с меньшим изгибающим моментом.

**4. Использование относительной податливости для оценки эффективности вибродиагностики трещины.** Оценка эффективности того или иного метода вибродиагностики повреждения конструкции обычно основывается на прямом

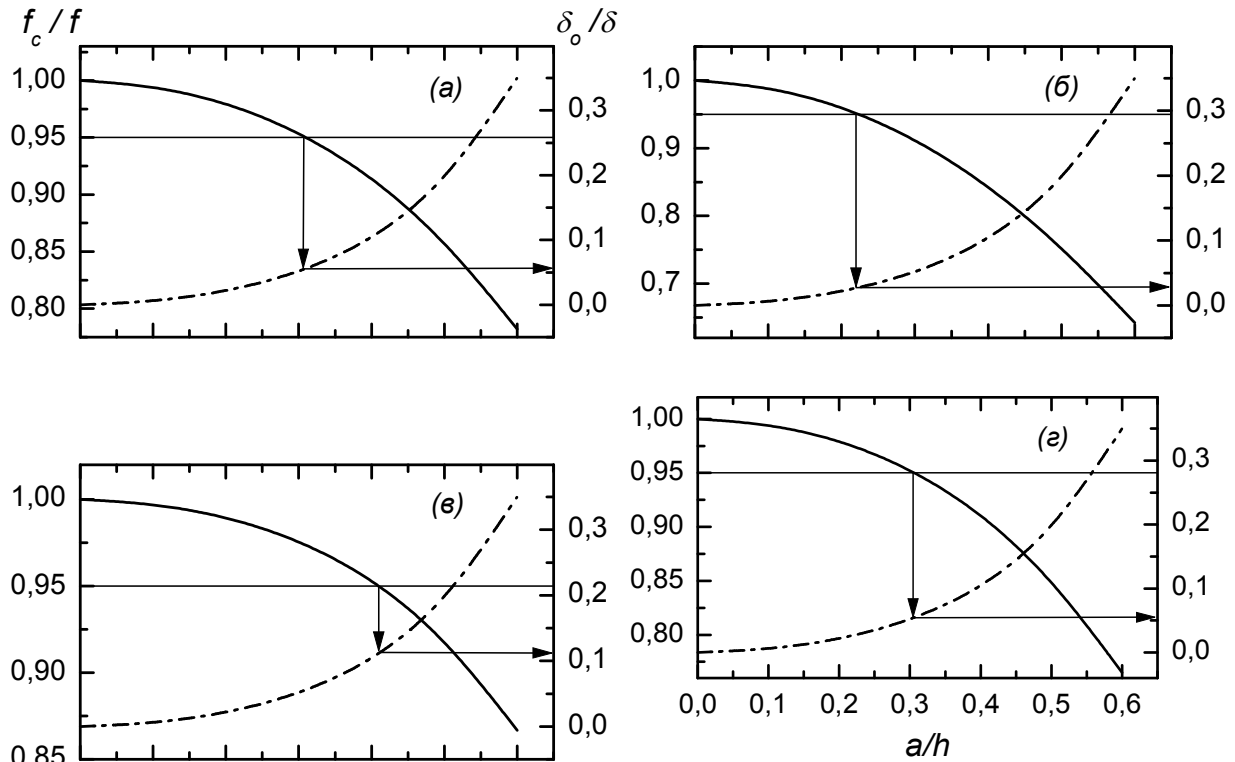
определении влияния параметров повреждения на вибрационную характеристику с помощью расчетных моделей или экспериментально. Это ресурсоемкий процесс, который может быть существенно упрощен на базе оценки относительной податливости.

Рис. 3 демонстрирует способ определения относительной податливости, соответствующей заданному значению относительного изменения частоты колебаний стержня (в рассматриваемом случае это значение принято равным 5%). Горизонтальная линия на уровне  $f_c/f=0,95$  определяет размер



трещины, а также значение относительной податливости, при котором имеет место данное изменение частоты. В дальнейшем это значение относительной податливости будем называть пороговым. Представленные рисунки

можно использовать для определения пороговых значений относительной податливости и для других значений изменения частоты.



**Рис. 3. Зависимости изменения частоты первой формы колебаний (сплошная линия) и относительной податливости (штрих-пунктирная линия) для консольного стержня с трещиной у основания (а, б) и стержня на двух опорах с трещиной посередине (в, г): (а, в) – закрывающаяся трещина; (б, г) – открытая трещина ( $L/h=20$ )**

Зависимости, приведенные на рис. 3, получены для стержней с коэффициентом гибкости  $L/h=20$ . Аналогичные результаты для других значений коэффициента гибкости ( $L/h=10, 40, 60, 80$  и  $100$ ) показали, что относительная податливость, которая вызывает изменение частоты колебаний стержней на 5%, не зависит от коэффициента гибкости, но зависит от типа стержня, а также

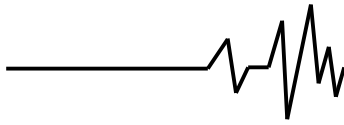
от местоположения и вида трещины (открытая или закрывающаяся).

Результаты расчетов пороговых значений относительной податливости консольного стержня и стержня на двух опорах, которые определяют предел эффективного использования вибродиагностики повреждения по критерию пятипроцентного изменения собственной частоты, представлены в табл. 3.

**Таблица 3**

**Пороговые значения относительной податливости стержня с трещиной, соответствующая изменению частоты первой формы изгибных колебаний на 5%**

Тип стержня	Тип трещины	$L_c/L$	$\delta_0/\delta$
консольный	закрывающаяся	0	0,055
	закрывающаяся	0,2	0,078
	открытая	0	0,028
на двух опорах	закрывающаяся	0,5	0,11
	открытая	0,5	0,055



Например, если пороговое значение относительной податливости консольного стержня с закрывающейся трещиной у основания равна или превышает 5,5%, то метод вибродиагностики повреждения, основанный на изменении собственных частот, является эффективным, т.е. способен выявить изменение собственной частоты, которое равно или превышает 5%. Открытая трещина обнаруживается гораздо легче, поскольку пороговое значение относительной податливости в этом случае составляет всего 2,8%. Открытая трещина легче обнаруживается, чем закрывающаяся, и в стержне на двух опорах.

Расположение трещины в менее напряженных областях стержня увеличивает пороговое значение относительной податливости. Так изменение местоположения трещины в консольном стержне на 20% приводит к увеличению порогового значения относительной податливости на 41,8%, что существенно снижает эффективность вибродиагностики.

Как видно из табл. 3, трещина в стержне на двух опорах, расположенная посередине пролета, обнаруживается труднее, чем трещина у основания консольного стержня. Для достижения равной эффективности вибродиагностики пороговое значение относительной податливости стержня на двух

опорах должно вдвое превышать таковое относительной податливости консольного стержня.

Для многих конструкций устанавливаются ограничения на величину повреждения, с которым они могут эксплуатироваться. В этом случае существует граничное значение коэффициента гибкости конструкции, после превышения которого эффективная вибродиагностика повреждения для данной конструкции невозможна.

На рис. 4 и 5 приведены зависимости, на основании которых можно оценить пределы применимости вибродиагностики повреждения по критерию максимально допустимого для конструкции размера трещины. Например, если конструкция с консольным закреплением не допускает дальнейшую эксплуатацию при  $a/h \geq 0,5$ , то эффективная вибродиагностика закрывающейся трещины возможна при условии  $L/h \leq 73$  (рис. 4). Для открытой трещины коэффициент гибкости значительно превышает 100. Для конструкции на двух опорах (рис. 5) эффективная вибродиагностика закрывающейся трещины  $a/h \leq 0,5$  возможна при условии  $L/h \leq 38$ , а открытой – при условии  $L/h \leq 74$ . Граничные значения коэффициентов гибкости для других размеров трещины приведены в табл. 4.

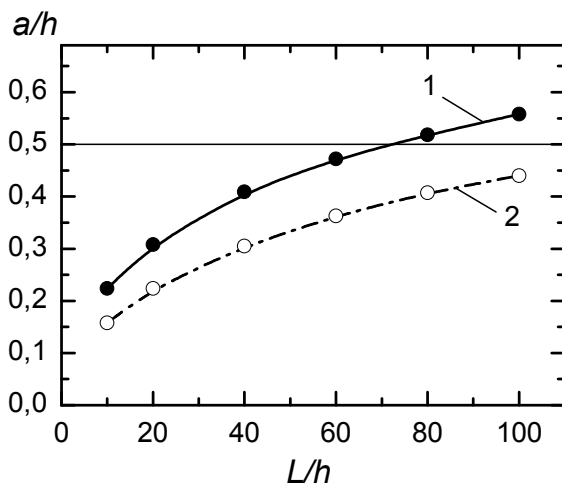


Рис. 4. Зависимости размера трещины от коэффициента гибкости для консольного стержня с закрывающейся (кривая 1,  $\delta_o/\delta=0,055$ ) и открытой (кривая 2,  $\delta_o/\delta=0,028$ ) трещиной ( $L_c=0$ )

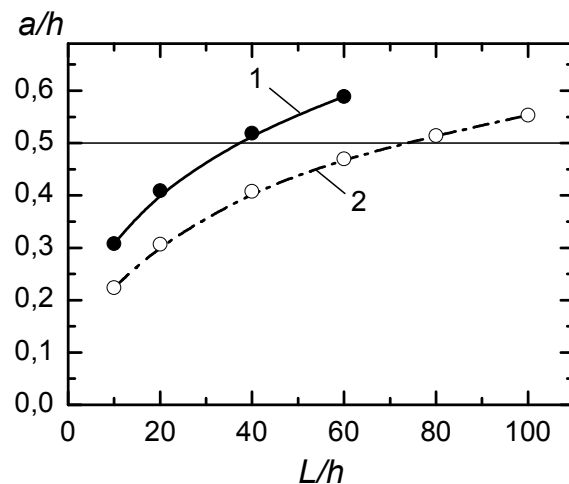
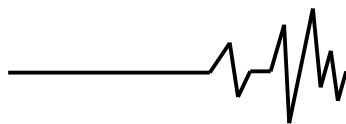


Рис. 5. Зависимости размера трещины от коэффициента гибкости для стержня на двух опорах с закрывающейся (кривая 1,  $\delta_o/\delta=0,11$ ) и открытой (кривая 2,  $\delta_o/\delta=0,055$ ) трещиной ( $L_c=L/2$ )



Таблиця 4

Граничные значения коэффициентов гибкости для различных типов и размеров трещин

Тип стержня	Тип трещины	$a/h$	$L/h$
консольный	закрывающаяся	0,25	13
		0,3	20
		0,4	39
		0,5	73
		0,55	96
	открытая	0,2	17
		0,3	40
		0,4	77
0,5		>100	
на двух опорах	закрывающаяся	0,3	10
		0,4	20
		0,5	38
		0,55	49
	открытая	0,25	13
		0,3	20
		0,4	37
		0,5	74
		0,55	99

**5. Заключение.** Таким образом, на основании предложенного в работе метода можно определить пределы применимости вибрационной диагностики повреждения различных конструкций, основанной на изменении собственных частот их колебаний.

Такая диагностика может быть эффективна, например, для выявления трещин усталости в лопатках турбин различного назначения. При условии  $L/h \leq 20$  в них надежно выявляется трещина, не превышающая 30% поперечного сечения.

Литературные данные об эффективности вибродиагностики повреждения мостов противоречивы, что можно объяснить на основании представленных выше результатов. Например, для пролета моста Патона  $L/h=16$ , а для основного пролета Московского моста –  $L/h=75$ . Обычно трещина в мостовых пролетах зарождается в нижней его части (в области растягивающих напряжений) и находится в открытом состоянии под действием значительного веса конструкции. На основании табл. 4 можно заключить, что в пролете моста Патона открытая трещина надежно выявляется до достижения 30% поперечного сечения, а в пролете Московского моста – 50%. Таким образом, чувствительность вибродиагностики различных мостов действительно может существенно отличаться.

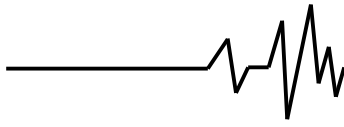
Вибродиагностика роторов паровых турбин на основании изменения собственных частот также представляется перспективной. Например, для роторов турбины К-200-130  $L/h \leq 10$  [23]. Даже с учетом того, что трещина в

роторах рассматривается как закрывающаяся, изменение собственной частоты должно выявить трещину, не превышающую 30% поперечного сечения.

В заключении необходимо отметить, что предложенный в работе метод может быть использован для оценки эффективности других индикаторов повреждения, а именно изменения демпфирования [20], нелинейных эффектов [19] и др.

**Список использованных источников**

1. Gounaris G., Anifantis N., Dimarogonas A.D. Dynamics of cracked hollow beams // Engineering Fracture Mechanics.- 1991.- 39(6).- P. 931-940.
2. Kikidis M.L., Papadopoulos C.A. Slenderness ratio effect on cracked beams // J. of Sound and Vibration.- 1992.- 155(1).- P. 1-11.
3. Sekhar A.S., Prabhu B.S. Crack detection and vibration characteristics of cracked shaft // J. of Sound and Vibration.- 1992.- 157(2).- P. 375-381.
4. König G., Ötes A., Giegerich G., Miesslerer H.J.. Structural integrity of bridge ulenberg-strasse in Düsseldorf // IABSE Report, Monitoring of Large Structures and Assessment of their Safety.- 1987.- Vol. 56.- P. 325-337.
5. Olagnon M., Prevosto M. The variations of damping ratios with sea conditions for offshore structure under natural excitation // OCT 4654, 16th Annual Offshore Technology Conference, Houston, Texas, May 1984, P. 57-66.
6. Askegaard V., Mossing P. Long term



observation of RC-bridge using changes in natural frequency // Nordic Concrete Research.- 1988.- 7.- P. 20-22.

7. Flesch R.G., Kernbichler K. Bridge inspection by dynamic tests and calculations dynamic investigations of Lavant bridge // Proc. of Workshop Structural Safety Evaluation Based on System Identification Approaches, 1988, P. 433-448.

8. Turner J.D., Pretlove A.J. A dynamic method of condition monitoring for bridges // Proc. of Int. Symp. on Long Term Observation of Concrete Structures, 1984, P. 434-444.

9. Marwala T., Hunt H.E.M. Is damage identification using vibration data in a population of cylinders feasible? // J. of Sound and Vibration.- 2000.- 237(4).- P. 727-732.

10. Actan A.E., Lee K.L., Chuntavan C., Aksel T. Modal testing for structural identification and condition assessment of constructed facilities // Proc. of the 12th IMAC, Honolulu, HI, USA, 1994, P. 462-468.

11. Farrar C.R., Doebling S.W., Cornwell P.J., Straser E.G. Variability of modal parameters measured on the Alamosa Canyon Bridge // Proc. of the 15th IMAC, Orlando, Florida, USA, 1997, P. 257-263.

12. Peeters B., De Roeck G. One year monitoring of the Z24-bridge: environmental influences versus damage events // Proc. of the 18th IMAC, San Antonio, USA, 2000, P. 1570-1576.

13. Surace C., Worden K. A novelty detection method to diagnose damage in structures: an application to an offshore platform // ISOPE, 1998. Sheffield: 28/07/97.

14. Salawu O.S. Detection of structural damage through changes in frequency: a review // Engineering Structures.- 1997.- 19.- P. 718-723.

15. Timoshenko S., Young D.H., Weaver W. Vibration Problems in Engineering, 4th edition, John Wiley&Sons, 1974.

16. Tada H., Paris P., Irwin G. The stress analysis of crack handbook. Hellertown, PA: Del Research Corporation, 1973.

17. Cherepanov G. P. Mechanics of brittle fracture, Moscow: Nauka, 1974.

18. Matveev V.V., Bovsunovsky A.P. Vibration-based diagnostics of fatigue damage of beam-like structures // J. of Sound and Vibration.- 2002.- 249(1).- P. 23-40.

19. Bovsunovsky A., Surace C. Non-linearities in the vibrations of elastic structures with a closing crack: A state of the art review // Mechanical Systems and Signal Processing.- 2015.- V. 62-63.- P. 129-148.

20. Bovsunovsky A.P. Comparative analysis of sensitivity of vibration damage

indicators by the results of laboratory tests // Proc. of the 17<sup>th</sup> IMAC, Kissimmee, FL, 1999, 2, P. 1909-1915.

21. Shen M.-H.H., Pierre C. Free vibrations of beams with a single-edge crack // J. of Sound and Vibration.- 1994.- 170(2).- 237-259.

22. Bovsunovskii A. P. On determination of the natural frequency of transverse and longitudinal vibrations of a cracked beam. Part 2. Experimental and calculation results // Strength of Materials.- 1999.- 31(3).- P. 253-259.

23. Bovsunovskii A.P., Chernousenko O.Yu., Shtefan E.V., Bashta D.A. Fatigue damage and failure of steam turbine rotors by torsional vibrations // Strength of Materials.- 2010.- 42 (1).- P. 108-113.

### МЕТОД ОЦІНКИ ЕФЕКТИВНОСТІ ВІБРАЦІЙНОЇ ДІАГНОСТИКИ ПОШКОДЖЕННЯ, ЗАСНОВАНОЇ НА ЗМІНІ ВЛАСНИХ ЧАСТОТ

**Анотація.** Оцінка ефективності вібродіагностики пошкодження конструкції зазвичай здійснюється в результаті аналітичного або експериментального визначення впливу параметрів пошкодження на вібраційну характеристику. У роботі запропонований більш простий метод оцінки можливості вібродіагностики, заснованої на зміні власних частот коливань конструкції, виявляти пошкодження типу тріщини втому. Метод базований на визначенні відносної піддатливості перетину з тріщиною з використанням підходів лінійної механіки руйнування.

**Ключові слова:** вібродіагностика, тріщина, власні частоти коливань.

### METHOD OF ASSESSMENT OF DAMAGES VIBRATION DIAGNOSTICS EFFICIENCY, BASED ON THE CHANGE OF NATURAL FREQUENCIES

**Annotation.** Assessment of the effectiveness of vibration diagnostics of structural damage is usually performed as a result of the analytical or experimental determination of the influence of damage parameters on vibration characteristics. There was proposed in the paper a simple method to evaluate the possibility of vibration diagnostics, based on the change of the natural frequencies of vibrations of the structure, to identify the damage of fatigue crack type. The method is based on the determination of the relative compliance of the cracked cross section using the approaches of linear fracture mechanics.

**Key words:** vibration diagnostics, crack, natural frequency.