

ЕФЕКТИВНІСТЬ ВИКОРИСТАННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ДЕМПФУВАННЯ КОЛИВАНЬ ЛОПАТОК ТУРБІН ДЛЯ ДІАГНОСТИКИ ТРІЩИН

Лопатки турбін в процесі експлуатації зазнають інтенсивних механічних (статичних та динамічних) і термічних навантажень у корозійно-агресивному середовищі. Наслідком такого навантаження є поступове накопичення розсіяного втомного пошкодження, яке зрештою локалізується у вигляді тріщини втоми. При досягненні тріщиною критичного розміру виникає небезпека руйнування лопатки з катастрофічними наслідками для всієї турбіни. Вчасне виявлення пошкодження лопатки можливе на етапі ремонту турбіни з використанням вібраційної діагностики.

Метою роботи є створення аналітичного підходу, що дозволяє моделювати зміну характеристики демпфування коливань лопатки турбіни з тріщиною втоми, а також дослідження впливу параметрів тріщини та геометричних параметрів лопатки на характеристику демпфування коливань лопатки для оцінки ефективності вібраційної діагностики пошкоджень.

Представлено результати дослідження впливу поверхневої поперечної тріщини на характеристики демпфування коливань лопатки турбіни. В результаті експериментально-аналітичного дослідження встановлено вплив параметрів тріщини (розміру та розташування тріщини) та геометричних параметрів лопатки на характеристику демпфування коливань лопатки.

Вібродіагностика лопаток турбін, заснована на зміні характеристики демпфування її коливань, є достатньо ефективною діагностичною ознакою для виявлення відносно невеликих тріщин, розмір яких не становить загрози цілісності лопаток.

Ключові слова: *вібраційна діагностика, лопатки турбін, характеристика демпфування, пошкодження, навантаження, тріщина.*

Вступ

Розробці методів вібродіагностики пошкодження різних конструкцій та їх елементів присвячено багато досліджень. Зокрема були виконані експериментальні дослідження впливу тріщин на характеристики демпфування енергії коливань стрижневих сталевих [1–5] і композитних елементів [6, 7], елементів конструкцій [8, 9] і великогабаритних споруд [10].

Експериментальні дослідження виявили, що зародження та ріст тріщини призводить до суттєвого збільшення демпфуючої здатності стрижневих зразків. Так, науковцями А. Rytter, R. Brincker, P.H. Kirkegaard у статті [3] було зафіксовано 70-кратне збільшення демпфуючої здатності консольного сталевого зразка при досягненні тріщиною 50 % поперечного перерізу.

В результаті наукових досліджень, виконаних професором А. Бовсуновським в роботі [11] було виявлено наступну закономірність: чим нижчий початковий рівень демпфування коливань непошкодженого зразка, тим вищою є інтенсивність збільшення його дисипативних властивостей, зумовлених наявністю тріщини. Крім того було показано, що у випадку, коли тріщина знаходиться в околі вузла напружень певної форми коливань (переріз зразка, в якому напруження є незначними або нульовими), характеристика демпфування коливань не буде змінюватись.

Експериментальне дослідження впливу інших видів пошкоджень або дефектів (типу отворів та вирізів) на дисипативні властивості зразка у своїй роботі продемонстрував С.Р. Ratcliffe [5]. Він зробив висновок про те, що чим ближче до закріплення зразка розташований отвір, то тим вища характеристика демпфування коливань зразка. В той же час наскрізний проріз, що займає 30 % перерізу зразка, зумовлює незначне (в межах похибки експерименту) зростання характеристики демпфування коливань. Очевидно, що причини зміни характеристик демпфування коливань зразків з отворами і вирізами з одного боку, та зразків із тріщинами втоми з іншого принципово різні. Можна припустити, що у випадках з отвором або прорізом зміна характеристики демпфування пов'язана головним чином із зміною потенційної енергії деформації зразка, а у випадку з тріщиною втоми – з суттєвим збільшенням дисипації енергії.

Суперечливими є результати досліджень впливу пошкодження на демпфуючу здатність повномасштабних конструкцій та їх елементів [12]. Істотне збільшення демпфування (до 80 %) виявлено при виникненні руйнування неподалік опори залізобетонного мосту [13, 14]. У той же час, результати вібраційних випробувань мосту показали [15], що зміна коефіцієнту демпфування була незначною з точки зору моніторингу критичної пошкоженості конструкції.

Випробування кесонів крила літака при виникненні в них тріщин втоми показали в одному випадку суттєве (до 3-х разів) збільшення коефіцієнту поглинання енергії [8], а в іншому – лише на 23 %. Очевидно, істотну роль тут грає як місце виникнення тріщини, її тип і орієнтація щодо осі конструкції.

Існують різні підходи до пояснення причин розсіювання енергії у тріщині. Так у дослідженнях [11, 16, 17] була висунута гіпотеза про визначальну роль зони пластичності у вершині тріщини. Науковцями R.J. Savage та P.C. Hewlett у роботі [18] було висловлено припущення, що головну роль відіграє тертя між поверхнями тріщини, що контактують. Так коефіцієнт демпфування статично стиснутої бетонної балки був майже в 2 рази нижче коефіцієнту демпфування ненавантаженої балки. У першому випадку, на думку авторів, мікротріщини були закриті і при коливаннях балки тертя у них не виникало. M. Krawczuk та W. Ostachowicz в своїй праці [12] припустили наявність двох джерел розсіювання енергії у тріщині: пластична зона у вершині тріщини та тертя її берегів. Нарешті S.D. Panteliou, T.G. Chondros та ін. розглядають у роботі [4] термопружний механізм розсіювання енергії у тілі з тріщиною.

Деякі вібраційні характеристики пружного тіла, наприклад, власні частоти і форми коливань, можна досліджувати аналітично або чисельно, використовуючи ті чи інші моделі. У той же час аналітичне дослідження дисипативних властивостей тіл із тріщиною утруднене через складність моделювання розсіювання енергії в тілі взагалі та в тріщині зокрема. Тому взаємозв'язок демпфуючої здатності зразків або елементів конструкцій з параметрами тріщини стосовно діагностики пошкодження вивчався лише на основі експериментальних досліджень, що обмежує кількість факторів, від яких залежить ступінь зміни характеристики демпфування коливань при виникненні пошкодження, а також діапазон їх варіювання. До таких факторів можна віднести: початковий рівень демпфування коливань досліджуваного об'єкта та характер амплітудної залежності характеристики демпфування, параметри (розміри та місцезнаходження) та тип тріщини, форма коливань, вид деформування тріщини. Очевидно, що експериментально виконати оцінку ефективності демпфування, як вібраційної характеристики пошкодження, за такої кількості факторів надзвичайно складно.

Професором А. Бовсуновським на основі результатів експериментальних досліджень демпфування згинальних коливань призматичних зразків з тріщиною втоми в роботі [17] була отримана узагальнена залежність розсіюваної енергії, що припадає на одиницю довжини фронту крайової тріщини нормального відриву від величини розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень ΔK_I (КІН):

$$\overline{\Delta U}_c = 8,634675 \cdot 10^{-5} \cdot \Delta K_1 + 3,87315 \cdot 10^{-4} \cdot \Delta K_1^2 - 1,29826 \cdot 10^{-5} \cdot \Delta K_1^3, \quad (1)$$

де розмірність величин є наступною: $\overline{\Delta U}_c - \text{Дж/м}$, $\Delta K_1 - \text{МПа}\sqrt{\text{м}}$

Рівняння (1) дає можливість аналітично досліджувати вплив згаданих вище факторів на характеристики демпфування коливань стрижневих елементів з тріщиною, що закривається. Виняток становить лише вид деформування тріщини, оскільки рівняння (1) справедливе для тріщин нормального відриву.

Мета даної статті полягає в здійсненні оптимального оцінювання впливу параметрів тріщини і геометричних характеристик лопатки на ефективність зміни її демпфуючої здатності для вібраційної діагностики тріщин, а також в проведенні комплексного аналізу впливу поверхневої тріщини на характеристику демпфування лопатки турбіни.

Для досягнення поставленої мети слід вирішити наступні **завдання**:

- створити аналітичну модель для дослідження впливу поверхневої тріщини на характеристику демпфування лопатки турбіни, а також дослідження впливу параметрів тріщини і геометричних характеристик лопатки на ефективність зміни її демпфуючої здатності для вібраційної діагностики тріщин.
- провести експериментальну верифікацію аналітичної моделі.

Матеріал і результати досліджень

Аналітична модель для розрахунку характеристики демпфування лопатки з тріщиною

Демпфуюча здатність лопаток оцінювалася логарифмічним декрементом коливань (ЛДК). Для його визначення найчастіше використовують метод вільних загасаючих коливань або резонансної кривої [19]. Перевагою використання дисипативних властивостей лопатки для цілей вібродіагностики пошкодження є те, вона відноситься до так званих інтегральних методів діагностики, тобто характеризує стан об'єкта в цілому, і тому потребує відносно небагато часу для проведення.

Взаємозв'язок ЛДК з розсіяною енергією за цикл коливань лопатки без тріщини (δ) та з тріщиною (δ_c) можна представити наступним чином [17]:

$$\delta(\sigma) = \frac{\Delta U}{2U(\sigma)}, \quad (2)$$

$$\delta_c(\sigma) = \delta(\sigma) + \frac{\Delta U_c}{2U(\sigma)}, \quad (3)$$

де ΔU та ΔU_c – енергія, розсіяна у зразку без тріщини та безпосередньо у тріщині за цикл коливань, відповідно; U – потенційна енергія деформації лопатки; σ – амплітуда напружень.

Похибка представлення ЛДК у вигляді (2) і (3) не перевищує 10 % за умови, що $\delta < 0,4$, та відношення амплітуд вільних загасаючих коливань при визначенні ЛДК є меншим за 1,5 [11] (зауважимо, що у подальших дослідженнях рівень ЛДК не перевищував 0,003). У випадку, коли розглядається тріщина, що періодично закривається і відкривається (саме для такої тріщини справедливе рівняння (3)), потенційна енергія деформації лопатки U при виникненні тріщини не змінюється (похибка цього припущення є незначною при аналізованих відносних розмірах тріщини [20]). Тоді з рівняння (3) можна отримати відносну зміну ЛДК лопатки при виникненні тріщини:

$$\frac{\delta_c(\sigma)}{\delta(\sigma)} = 1 + \frac{\Delta U_c(\sigma)}{2\delta(\sigma)U(\sigma)}, \quad (4)$$

Потенційна енергія деформації лопатки визначається рівнянням, яке було отримано у припущенні, що поперечний переріз лопатки не змінюється по довжині:

$$U(\sigma) = \frac{LW_u^2}{8I_u E} \sigma^2, \quad (5)$$

де E – модуль пружності матеріалу лопатки; L – довжина лопатки; W_u і I_u – момент опору і момент інерції поперечного перерізу лопатки відносно головної осі u , відповідно (рисунок 1).

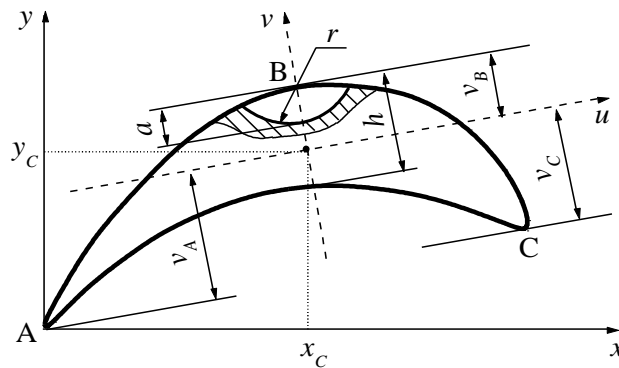


Рисунок 1 - Поперечний переріз лопатки з тріщиною

Для поверхневої тріщини нормального відриву (рисунок 1) у випадку, коли виконується співвідношення $r = 0,75h$ (h – найбільша висота поперечного перерізу лопатки) КІН є однаковим вздовж фронту тріщини і визначається рівнянням [21]:

$$K_I = \sigma_c \sqrt{\pi a} \cdot (1,13211 - 1,87278\gamma + 0,75369\gamma^2), \quad (6)$$

де a – глибина тріщини; $\gamma = a/h$ – відносна глибина тріщини ($\gamma \leq 0,65$); σ_c – механічні напруження в перерізі з тріщиною.

Тоді розсіяна в тріщині енергія визначається рівнянням:

$$\Delta U_c = C \cdot \Delta \bar{U}_c, \quad (7)$$

де $\Delta \bar{U}_c$ визначається рівнянням (1); C – довжина фронту тріщини, яка в даному випадку визначається за формулою:

$$C = 2 \cdot r \cdot \arccos\left(1 - \frac{a}{r}\right),$$

в якій r – радіус кола, що описує фронт тріщини.

Розмах КІН ΔK_I у рівнянні (1) у випадку тріщини, що закривається, визначається значенням КІН при амплітудному значенні напружень у перерізі з тріщиною у відповідності до рівняння (6).

Напруження у перерізі з тріщиною σ_c можна виразити через максимальні напруження σ для певної форми коливань [11]:

$$\sigma_c(L_c) = \frac{1}{2} \sigma \cdot \left\{ \left[\operatorname{ch}\left(kL \frac{L_c}{L}\right) + \cos\left(kL \frac{L_c}{L}\right) \right] - \frac{(\operatorname{chkL} + \cos kL) \cdot \left[\operatorname{sh}\left(kL \frac{L_c}{L}\right) + \sin\left(kL \frac{L_c}{L}\right) \right]}{\operatorname{shkL} + \sin kL} \right\}, \quad (8)$$

де L_c – відстань перерізу з тріщиною від защемлення; kL – рішення частотного рівняння для стрижнеподібного тіла з тріщиною [22].

Представивши амплітудну залежність ЛДК непошкодженої лопатки, наприклад, у вигляді:

$$\delta(\sigma) = a_0 + a_1\sigma + a_2\sigma^2 + \dots + a_n\sigma^n, \quad (9)$$

можна визначити ЛДК лопатки з тріщиною за формулою (3) або відносну зміну характеристики демпфування за формулою (4).

Представлена модель може бути застосована для діагностики різних видів та параметрів, використовуючи різні форми коливань лопаток з різним початковим рівнем демпфування коливань.

Експериментальна верифікація моделі

Перевірка достовірності наведеної вище аналітичної моделі була виконана на прикладі лопатки компресора газотурбінного двигуна Д-36, виготовленої з титанового сплаву ВТ-3-1 (рисунок 2). Геометричні характеристики її поперечного перерізу були визначені на основі аналітичного підходу. Зокрема, було визначено, що головний момент інерції лопатки відносно осі u дорівнює $I_u = 819,3 \text{ мм}^4$. Момент опору був розрахований, виходячи з величини $v_B = 3,83 \text{ мм}$ ($W_u = I_u / v_B$).

Розрахунки ЛДК лопатки з тріщиною базувались на використанні рівнянь (1) - (9), в яких було прийнято $L = 110 \text{ мм}$; $L_c = 10 \text{ мм}$; $h = 6 \text{ мм}$; $a = 1,8 \text{ мм}$. Амплітудна залежність ЛДК для непошкодженої лопатки з сплаву ВТ-3-1 [9] була апроксимована степеневим поліномом другого ступеня (тут ЛДК подається у відсотках, а напруження – у МПа).

$$\delta(\sigma) = 0,06489 + 0,00271 \cdot \sigma - 2,18696 \cdot 10^{-5} \cdot \sigma^2, \quad (10)$$

Експериментальні дослідження цієї лопатки [9] продемонстрували, що поверхнева тріщина з розмірами $2c = 9,7 \text{ мм}$ і $a = 1,8 \text{ мм}$ (рис. 3), яка становить 4 % площі перерізу, зумовлює суттєве відносне збільшення ЛДК лопатки. Розрахунок амплітудної залежності ЛДК лопатки з тріщиною такої ж глибини (рисунок 3, крива 3) демонструє здатність запропонованої аналітичної моделі достатньо точно прогнозувати вплив поверхневої тріщини нормального відриву на характеристику демпфування коливань лопаток турбін, незважаючи на доволі складну геометрію поперечного перерізу лопатки турбіни.

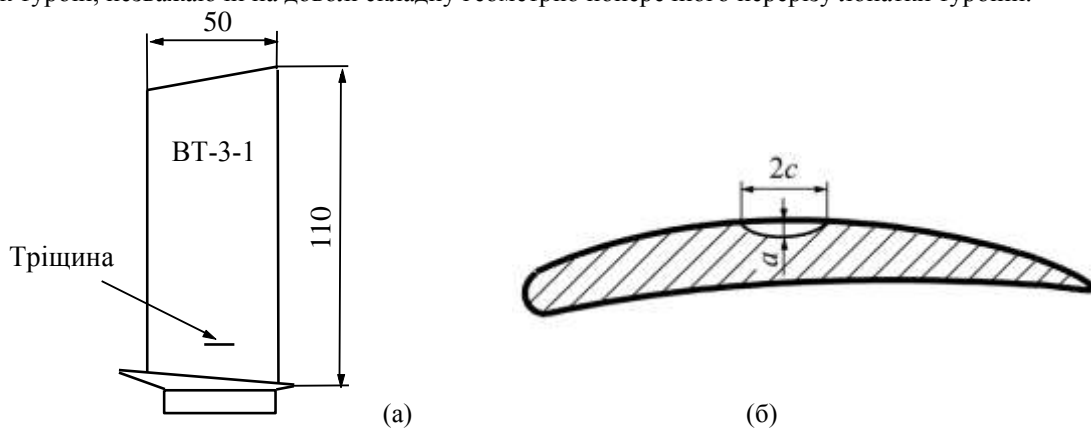


Рисунок 2 - Лопатка турбіни з сплаву ВТ-3-1 (а) і поперечний переріз з тріщиною (б)

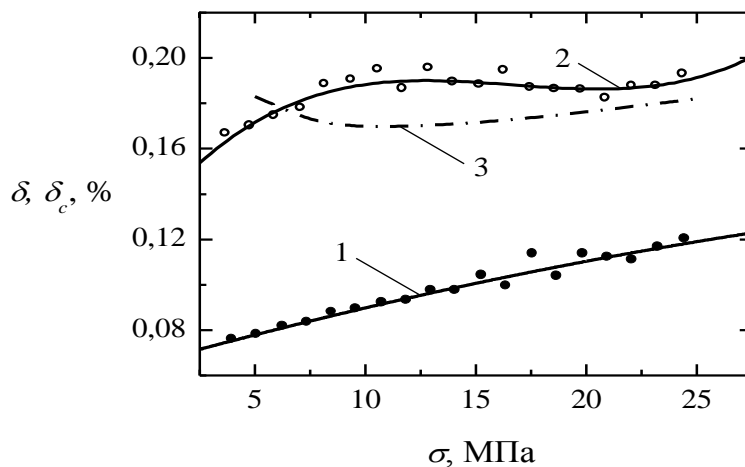


Рисунок 3 - Амплітудні залежності ЛДК лопатки з сплаву ВТ-3-1:
(1) – $a = 0 \text{ мм}$; (2) – $a = 1,8 \text{ мм}$; (3) – $a = 1,8 \text{ мм}$ (розрахунок)

Треба зауважити, що визначення характеристики демпфування для цілей вібродіагностики пошкодження проводиться за відносно низьких амплітуд напружень. Це полегшує проведення експерименту і попереджує подальший ріст тріщини у процесі її діагностики у лопатках турбін.

Результати розрахунку

Аналітичні дослідження впливу параметрів тріщини і геометричних характеристик лопатки на характеристику демпфування першої форми її коливань були виконані стосовно лопатки турбіни К-1000-60/3000 (Рисунок 1), виготовленої зі сталі 20Х13. В розрахунках було прийнято $L = 112$ мм; $h = 18,64$ мм; $I_u = 67971,4$ мм⁴; $v_b = 14,5$ мм (дві останні характеристики були визначені на основі аналітичного підходу).

Дані про амплітудні залежності ЛДК призматичних зразків зі сталі 20Х13 в різних станах за деформації чистого згину були взяті з довідника Г.С. Писаренка [19] і апроксимовані нижче наведеними степеневими поліномами вигляду:

$$\delta(\sigma) = 0,06285 + 0,01542 \cdot \sigma - 1,41071 \cdot 10^{-4} \cdot \sigma^2, \tag{11}$$

$$\delta(\sigma) = 0,02878 + 0,0061 \cdot \sigma - 2,69626 \cdot 10^{-4} \cdot \sigma^2 + 5,60906 \cdot 10^{-6} \cdot \sigma^3, \tag{12}$$

Рівняння (11) описує відповідну залежність для сталі у стані постачання (стан 1), а рівняння (12) – після гартування з відпуском (стан 2). У першому випадку початковий рівень демпфування коливань зразків удвічі вищий, порівняно з термообробленою сталлю, що відкриває можливість дослідити його вплив на чутливість характеристики демпфування коливань до наявності тріщини.

Як видно з амплітудних залежностей (рисунок 4 і 5), вплив навіть невеликої тріщини ($a/h = 0,1$), що знаходиться біля защемлення лопатки ($L_c = 0$), на ЛДК є значним. Так для лопатки з сталі у стані 1 зростання ЛДК досягає 1,75 рази, а у стані 2 – до 3-х раз. Це означає, що зміна характеристики демпфування коливань є доволі чутливою діагностичною ознакою пошкодження типу тріщини. У той же час початковий рівень демпфування впливає на чутливість діагностики, а саме чим вищим є цей рівень, тим менш чутливою є зміна характеристики демпфування коливань до пошкодження.

Чутливість характеристики демпфування коливань лопатки до пошкодження є набагато вищою, ніж власних частот коливань. За означених вище параметрів тріщини ($a/h = 0,1$; $L_c = 0$) зміна власної частоти першої форми коливань лопатки досягає лише 1 %. Деякою перевагою цієї вібродіагностичної ознаки пошкодження є те, що її чутливість практично не залежить від початкового рівня демпфування коливань лопатки.

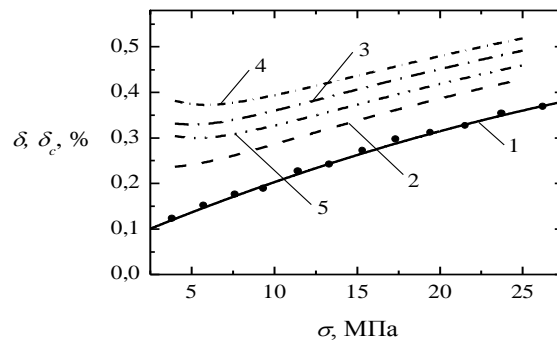


Рисунок 4 - Амплітудні залежності лопатки з сталі 20Х13 (стан 1):
(1) – $a/h = 0$; (2) – $a/h = 0,1$; (3) – $a/h = 0,2$; (4) – $a/h = 0,4$; (5) – $a/h = 0,6$ ($L_c = 0$)

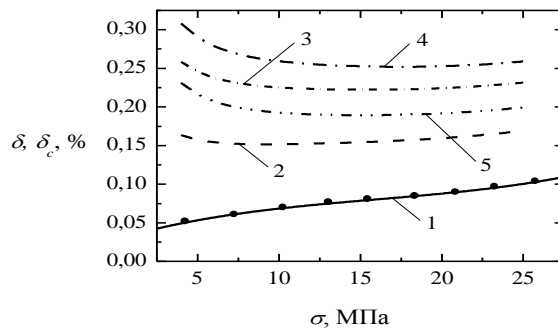


Рисунок 5 - Амплітудні залежності лопатки з сталі 20Х13 (стан 2):
(1) – $a/h = 0$; (2) – $a/h = 0,1$; (3) – $a/h = 0,2$; (4) – $a/h = 0,4$; (5) – $a/h = 0,6$ ($L_c = 0$)

Характерною особливістю амплітудних залежностей ЛДК лопатки з тріщиною є деяке збільшення характеристики демпфування в області малих амплітуд напружень (рисунок 3-5), чого не спостерігається

за результатами експериментальних досліджень (рисунок 3). Ця якісна різниця між даними експерименту і результатами розрахунку може бути пояснена ефектом закриття тріщини, який пов'язаний з утворенням залишкового пластично-деформованого матеріалу на берегах втомної тріщини. Таким чином, розкриття тріщини, а отже, і розсіяння енергії в ній, за малих амплітуд напружень може не відбутися. Аналітична модель не враховує ефект закриття тріщини, тому розсіяння енергії в тріщини має місце за найменших амплітуд напружень.

Вплив тріщини, що розглядається, на характеристику демпфування коливань лопатки залежить від амплітуди напружень, за яких здійснюється вібродіагностика (рисунок 6 і 7). Як видно із залежностей, чим менша амплітуда напружень, за якої визначається ЛДК лопатки з тріщиною, тим вищою є чутливість вібродіагностичної ознаки пошкодження, що задовольняє вимогам практичної діагностики. Разом з тим навіть за відносно високих амплітуд напружень ($\sigma \leq 25$ МПа) зміна ЛДК лопатки при виникненні та рості тріщини є достатньо значною для надійного діагностування пошкодження і суттєво перевищує зміну власних частот коливань лопатки.

В той же час, відносна зміна ЛДК лопатки не зростає монотонно із ростом тріщини. При досягненні значення відносної глибини тріщини величини ($a/h \approx 0,35$) відносна зміна ЛДК починає спадати. Хоча рівень цього спадання не є критичним, його треба враховувати при практичному застосуванні характеристик демпфування для діагностики пошкодження.

Причиною деякого зниження чутливості вібродіагностики пошкодження є те, що КІН відповідно до рівняння (6) залежить від напружень у перерізі з тріщиною (σ), глибини тріщини (a), а також від значення функції, що виражає залежність КІН від відносної глибини тріщини (γ). Остання є монотонною спадною функцією. Саме це зумовлює утворення екстремумів залежностей, представлених на рисунках 6 і 7, оскільки при досягненні тріщиною певного рівня, інтенсивність росту напружень і тріщини не може компенсувати інтенсивність спадання згаданої функції.

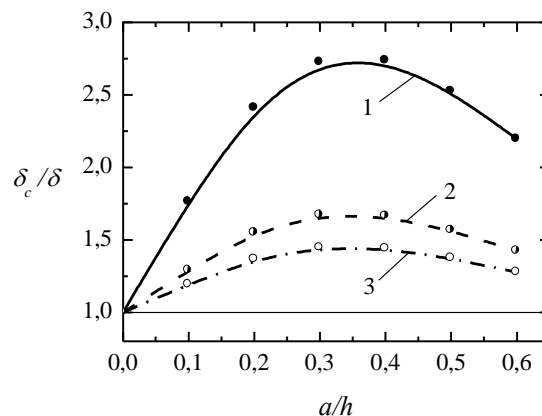


Рисунок 6 - Залежності відносної зміни ЛДК лопатки з сталі 20X13 (стан 1) від розміру тріщини: (1) – $\sigma = 5$ МПа; (2) – $\sigma = 15$ МПа; (3) – $\sigma = 25$ МПа ($L_c = 0$)

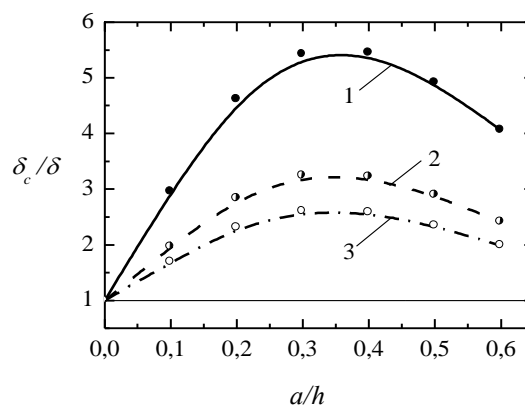


Рисунок 7 - Залежності відносної зміни ЛДК лопатки з сталі 20X13 (стан 2) від розміру тріщини: (1) – $\sigma = 5$ МПа; (2) – $\sigma = 15$ МПа; (3) – $\sigma = 25$ МПа ($L_c = 0$)

Рисунок 8 ілюструє вплив місцезнаходження тріщини на власну частоту першої форми коливань лопатки. Як видно, чим далі тріщина від защемлення, тим меншим є її вплив на власну частоту коливань.

У розглянутому діапазоні значень місцеположення тріщини зменшення відносної зміни власної частоти складає від 2,14 при ($a/h = 0,1$) до 2,94 раз при ($a/h = 0,3$). Разом з тим чутливість зміни власної частоти коливань лопатки до наявності найменшої розглянутої тріщини ($a/h = 0,1$), що знаходиться посередині лопатки ($L_c = 0,5$) залишається достатньо високою для надійного діагностування тріщини: у цьому випадку відносна зміна частоти досягає 40 %.

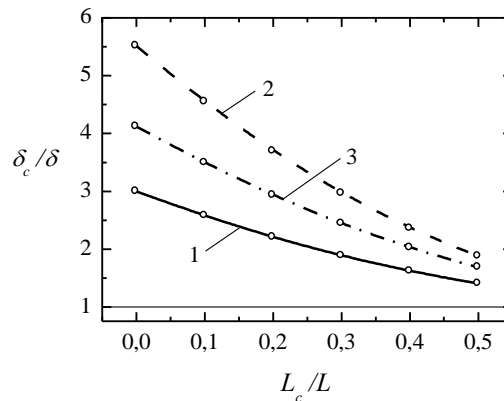


Рисунок 8 - Залежності відносної зміни ЛДК лопатки з сталі 20X13 (стан 2) від місцеположення тріщини: (1) – $a/h = 0,1$; (2) – $a/h = 0,3$; (3) – $a/h = 0,6$ ($\sigma = 5$ МПа)

Вплив тріщини на власні частоти коливань лопатки в значній мірі визначається тим, наскільки тріщина змінює жорсткість (піддатливість) лопатки. Очевидно, що при першій формі коливань лопатки тріщина, що знаходиться біля защемлення, в найбільшій мірі змінює жорсткість лопатки. Для першої форми коливань чим далі тріщина від защемлення, тим меншим є її вплив на жорсткість лопатки, а, отже, і на власну частоту. У разі застосування для вібродіагностики вищих форм коливань, необхідно мати на увазі, що чутливість такої діагностики падає до нуля, якщо тріщина знаходиться в околі вузла напружень цієї форми коливань (вузол напружень – це переріз лопатки, у якому напруження при коливаннях за вищими формами дорівнюють нулю). Саме через цю обставину одним з шляхів підвищення надійності вібродіагностики тріщини в лопатці полягає у використанні даних про зміну характеристики демпфування коливань для декількох форм коливань.

На рисунку 9 показано вплив тріщини на власну частоту першої форми коливань лопатки різної довжини. Тут прийнято, що $L_0 = 112$ мм. Аналіз залежності, наведеної на рисунку 9, дозволяє зробити порівняльну оцінку впливу жорсткості лопатки, яка змінюється за рахунок її довжини, на чутливість характеристики демпфування коливань до наявності тріщини. Так при п'ятикратному збільшенні довжини лопатки чутливість зміни характеристики демпфування першої форми коливань лопатки до наявності тріщини відносною глибиною $a/h = 0,3$ зменшується у 2,85, 2,22 і 1,95 раз при амплітудах напружень $\sigma = 5, 15$ і 25 МПа, відповідно, але залишається на достатньому рівні для надійної діагностики тріщини. Це означає, що вібродіагностика тріщин на основі зміни характеристики демпфування коливань лопатки є прийнятною для практичного застосування і для відносно довгих лопаток.

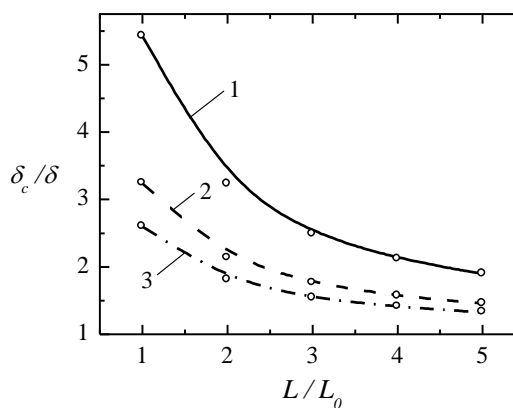


Рисунок 9 - Залежності зміни відносної зміни ЛДК лопатки з сталі 20X13 (стан 2) від відносної довжини лопатки при різній амплітуді напружень: (1) – $\sigma = 5$ МПа; (2) – $\sigma = 15$ МПа; (3) – $\sigma = 25$ МПа ($a/h = 0,3$; $L_c = 0$)

Висновки

Вібродіагностика лопаток турбін, заснована на зміні характеристик демпфування коливань, є достатньо чутливою для виявлення відносно невеликих тріщин, розмір яких не становить загрози для цілісності лопатки. Чутливість такої діагностики є набагато вищою, ніж тої, що базується на зміні власних частот коливань. Разом з тим, ефективність характеристик демпфування коливань для діагностування пошкодження лопаток турбін дещо знижується при збільшенні початкового рівня демпфування коливань лопатки (тобто лопатки у непошкодженому стані) і піддатливості лопатки. Враховуючи, що матеріали, які використовуються для виготовлення сучасних парових турбін і газотурбінних двигунів, мають доволі низьку демпфуючу здатність, використання зміни характеристик демпфування коливань лопаток в якості вібродіагностичної ознаки пошкодження є перспективним.

Подальша робота передбачає дослідження впливу тріщин, що виникають на кромках лопаток (точки А і С на рисунку 1) на характеристику демпфування коливань лопатки.

A. Bovsunovsky¹, Dr. Sc. (Eng.), Prof., ORCID 0000-0001-9562-0250

O. Nosal¹, Ph.D. student, ORCID 0000-0003-3253-9652

¹National Technical University of Ukraine "Igor Sikorsky Kyiv Polytechnic Institute"

EFFICIENCY OF USE CHARACTERISTICS OF DAMPING OF TURBINE BLADES FOR CRACK DIAGNOSTICS

During operation, turbine blades are subjected to intense mechanical (static and dynamic) and thermal loads in a corrosive and aggressive environment. The consequence of such loading is the gradual accumulation of diffuse fatigue damage, which eventually becomes localized as a fatigue crack. When the crack reaches a critical size, there is a danger of blade destruction with catastrophic consequences for the entire turbine. Timely detection of blade damage is possible at the stage of turbine repair using vibration diagnostics.

The purpose of the work is to create an analytical approach that allows modeling the change in the vibration damping characteristics of a turbine blade with a fatigue crack, as well as the study of the influence of the crack parameters and the geometric parameters of the blade on the vibration damping characteristics of the blade to assess the effectiveness of vibration diagnostics of damage.

The results of the study of the effect of a surface transverse crack on the damping characteristics of turbine blade oscillations are presented. As a result of the experimental and analytical study, the effect of the crack parameters (size and location of the crack) and the geometric parameters of the blade on the damping characteristics of blade vibrations was established.

Vibration diagnostic of turbine blades, based on a change in the damping characteristics of its vibrations, is a sufficiently effective diagnostic feature for detecting relatively small cracks, the size of which does not pose a threat to the integrity of the blades.

Given that the materials used for the manufacture of modern steam turbines and gas turbine engines have a rather low damping capacity, the use of changes in the damping characteristics of blade oscillations as a vibration diagnostic sign of damage is promising.

Further work involves the study of the effect of cracks that appear on the edges of the blades on the damping characteristics of blade vibrations

Keywords: vibration diagnosis, turbine blades, damping characteristics, damage, load, crack.

References

1. Vasinyuk, I.M., Khamaza, L.A. A criterional evaluation of the fatigue strength of metals // *Strength of Materials*. 1973. Vol.5(4). P.471–474. <https://doi.org/10.1007/BF00762821>.
2. Sidorov, O.T., Rakshin, A.F. & Fenyuk, M.I. Determination of the zones of distribution of cracks in flexible samples // *Strength of Materials*. 1983. Vol.15(6). P.858–860. <https://doi.org/10.1007/BF01524780>.
3. Rytter A., Brincker R., Kirkegaard P.H. An experimental study of the modal parameters of a cantilever // *Fractura & Dynamics*, Paper No.37, Department of Building Technology and Structural Engineering, University of Aalborg, Denmark, 1992, 76 p.
4. Panteliou S.D., Chondros T.G., Argyrakis V.C., Dimarogonas A.D. Damping factor as an indicator of crack severity // *J. of Sound and Vibration*. 2001. Vol. 241(2). P. 235-245. <https://doi.org/10.1006/jsvi.2000.3299>.
5. Ratcliffe C.P. Damage detection using a modified Laplacian operator on mode shape data // *J. of Sound and Vibration*. 1997. Vol. 204(3). P. 505-517. <https://doi.org/10.1006/jsvi.1997.0961>.

6. Sujatha C., Thanooja S., Hanumantha M., Swarnamani S. A study on change in modal parameters with damage in composite specimens // Proc. of the 15th IMAC, Orlando, Florida, USA. 1997. Vol. 2. P. 1607-1613.
7. Lai J.Y., Young K.F. Dynamics of graphite/epoxy composite under delamination fracture and environmental effects // *J. of Composite Structures*. 1995. Vol. 30(1). P. 25-32.
8. Sidorov, O.T. Investigation of the dynamic characteristics of a part for evaluating its technical condition // *Strength of Materials*. 1983. Vol. 15(6). P. 872–874. <https://doi.org/10.1007/BF01524784>.
9. Bovsunovsky A., Nosal O. Highly sensitive methods for vibration diagnostics of fatigue damage in structural elements of aircraft gas turbine engines // *Procedia Structural Integrity*. 2022. Vol. 35. P. 74-81. <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2021.12.050>.
10. Salane H.J., Baldwin J.W. Identification of modal properties of bridges // *ASCE J. of Structural Engineering*. 1990. Vol 116(7). P. 2008-2021. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1990\)116:7\(2008\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1990)116:7(2008)).
11. Bovsunovskii, A.P. On the efficiency of using damping characteristics of structural components for damage diagnostics // *Strength of Materials*. 2002. Vol. 34(6). P. 560–569. <https://doi.org/10.1023/A:1022022601601>.
12. Krawczuk M., Ostachowicz W. Damage indicators for diagnostic of fatigue cracks in structures by vibration measurements - a survey // *Mechanica teoretyczna i stosowana*. 1996. Vol. 34(2). P. 307-326. https://doi.org/10.1007/978-3-662-05615-8_4.
13. Agardh L. Modal analyses of two concrete bridges in Sweden // *Structural Engineering International*. 1991. Vol. 1(1). P. 35-39.
14. Kennedy J.B., Grace N.F. Prestressed continuous composite bridges under dynamic loading // *ASCE J. of Structural Engineering*. 1990. Vol. 116(6). P. 1660-1678. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1990\)116:6\(1660\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1990)116:6(1660)).
15. Baldwin J.W., Salane H.J., Duffield R.C. Fatigue test of a three span composite highway bridge // Final Report 73-1, Missouri Highway Research Programme, Colambia, Mo., 1978.
16. Rytter A., Brincker R., Pilegaard L. Vibrational based inspection of civil engineering structures // *Bygningssstatistiske Meddelelser*. 1991. Vol. 62(4). P. 79-110.
17. Bovsunovsky A.P. The mechanisms of energy dissipation in the non-propagating fatigue cracks in metallic materials // *Engineering fracture mechanics*. 2004. Vol.71(16-17). P.2271-2281. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2004.02.003>.
18. Savage R.J., Hewlett P.C. A new NDT method for structural integrity assessment // *NDT International*. 1978. Vol. 11. P. 61-66. [https://doi.org/10.1016/0308-9126\(78\)90064-0](https://doi.org/10.1016/0308-9126(78)90064-0).
19. Pisarenko G.S., Yakovlev A.P., Matveev V.V. Vibration-absorbing properties of structural materials. Directory. Kyiv: Naukova dumka, 1071. 375 p.
20. Bovsunovskii, A.P. On the Mechanism of Energy Dissipation in a Fatigue Crack // *Strength of Materials*. 2002. Vol. 34(5). P. 482–496. <https://doi.org/10.1023/A:1021002728045>.
21. Stress intensity factors handbook. (1987) In 3 vol. Vol. 2. - (Editor-in-chif Y. Murakami). The Society of Materials Sci., Japan and Pergamon Press.
22. Matveev V.V., Bovsunovsky A.P. Vibration-based diagnostics of fatigue damage of beam-like structures // *J. of Sound and Vibration*. 2002. Vol. 249(1). P. 23-40. <https://doi.org/10.1006/jsvi.2001.3816>.
23. Pippin R., Kolednik O., Lang M. A mechanism for plasticity-induced crack closure under plane strain conditions // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. 1994. Vol. 17(6). P. 721–726. [doi:10.1111/j.1460-2695.1994.tb00269.x](https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.1994.tb00269.x).

Надійшла: 08.06.2024

Received: 08.06.2024